HAC BAC 2025

VI CONGRESSO IBERO-AMERICANO DE BETÕES ESPECIAIS (BETÃO E SUSTENTABILIDADE)

VI CONGRESO IBEROAMERICANO DE HORMIGONES ESPECIALES (HORMIGÓN Y SOSTENIBILIDAD)

Faro
18 e 19 de setembro de 2025

Livro das Comunicações | *Libro de Comunicaciones*



EDITORES
Miguel José Oliveira
Pedro Serna Ros



VI CONGRESSO IBERO-AMERICANO DE BETÕES ESPECIAIS (BETÃO E SUSTENTABILIDADE)
VI CONGRESO IBEROAMERICANO DE HORMIGONES ESPECIALES (HORMIGÓN Y SOSTENIBILIDAD)

Faro
18 e 19 de setembro 2025

https://hacbac2025.ualg.pt/

EDITORES
Miguel José Oliveira
Pedro Serna Ros

VI CONGRESSO IBERO-AMERICANO DE BETÕES ESPECIAIS (BETÃO E SUSTENTABILIDADE)
VI CONGRESO IBEROAMERICANO DE HORMIGONES ESPECIALES (HORMIGÓN Y SOSTENIBILIDAD)
Faro
18 e 19 de setembro 2025

Os conteúdos desta publicação foram avaliados pelo Comité Científico aqui indicado e de acordo com o procedimento descrito em https://hacbac2025.ualg.pt/

© Editores científicos:
Miguel José Oliveira
Pedro Serna Ros

© dos textos: os autores

ISBN: 978-989-9244-31-3

DOI: https://doi.org/10.34623/tjgj-9b85

VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais (Betão e Sustentabilidade)
Esta obra está licenciada sob uma Licença Creative Commons Atribuição–NãoComercial–SemDerivações 4.0 Internacional (CC BY-NC-ND 4.0)

APRESENTAÇÃO
PRESENTACIÓN

O 6.º Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais (Betão e Sustentabilidade) – HACBAC2025 constituiu um fórum de encontro e partilha de contributos originais e inovadores, com o objetivo de promover o desenvolvimento do conhecimento científico e tecnológico sobre o betão, em particular os betões especiais. O evento assumiu uma abordagem multidisciplinar, refletindo sobre os desafios atuais e futuros que se colocam tanto ao meio académico como ao setor industrial, tendo como eixo central a sustentabilidade.

O HACBAC2025 deu continuidade a uma série de encontros ibero-americanos que se iniciou em Valência, em 2008, e que prosseguiu em Guimarães, Madrid, Porto e novamente em Valência. Após a interrupção causada pela pandemia, esta 6.ª edição marcou a retoma do ciclo, sublinhando a importância crescente da investigação e da prática no domínio dos betões especiais, agora sob o prisma incontornável da sustentabilidade.

O congresso foi organizado pela Universidade do Algarve (UAlg), em parceria com o Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC), a Universidade Politécnica de Valência (UPV) e a Universidade de Cádis (UCA). Realizou-se nos dias 18 e 19 de setembro de 2025, no Instituto Superior de Engenharia da Universidade do Algarve, em Faro, cidade histórica e costeira do Algarve, Portugal.

O HACBAC2025 contou com o português, o espanhol e o inglês como idiomas oficiais, reforçando a sua vocação internacional e a ligação entre comunidades científicas de diferentes geografias.

Desde o seu início, o ciclo de conferências nasceu com a missão de divulgar o conhecimento sobre o betão autocompactável (BAC) nos países de língua espanhola e portuguesa, integrando sempre uma perspetiva prática, próxima da indústria e dos utilizadores finais. A ampliação do tema para outros betões especiais surgiu como resposta natural à evolução da investigação e das necessidades do setor, favorecendo a criação de sinergias entre diferentes linhas de trabalho.

Nesta 6.ª edição, o congresso registou a submissão de 130 resumos, dos quais 95 artigos completos foram aceites para apresentação. O evento reuniu 150 participantes de 17 países diferentes, refletindo a sua dimensão internacional e a diversidade de contributos apresentados.

O programa científico incluiu quatro palestras plenárias (keynotes) proferidas por especialistas de reconhecido mérito internacional, a par das sessões técnicas com a apresentação e discussão dos artigos aceites.

O congresso contou ainda com o apoio e reconhecimento de entidades do setor, traduzido no patrocínio de 11 empresas e organizações e no apoio institucional de 14 entidades.

Durante dois dias de intenso trabalho e partilha, o HACBAC2025 afirmou-se como um espaço privilegiado para a reflexão e debate em torno do papel dos betões especiais na construção sustentável, reforçando o compromisso da comunidade científica e técnica em enfrentar os desafios ambientais, tecnológicos e sociais que se colocam ao futuro da construção.

Miguel Oliveira
Presidente Comité Organizador HACBAC2025

COMISSÕES DE CONGRESSO
COMITÉS DEL CONGRESO

COMISSÃO ORGANIZADORA | COMITÉ ORGANIZADOR

Miguel Oliveira, Universidade do Algarve, Portugal (Presidente)
Pedro Serna, Universidade Politécnica de Valencia, Espanha
António Bettencourt Ribeiro, LNEC, Portugal
Lola Rubio Cintas, Universidade de Cádis, Espanha
Fátima Farinha, Universidade do Algarve, Portugal
Marta Marçal Gonçalves, Universidade do Algarve, Portugal
David Pereira, Universidade do Algarve, Portugal

COMISSÃO CIENTÍFICA | COMITÉ CIENTÍFICO

Aires Camões (Universidade do Minho, Portugal)
Aitor Llano Torre (Rover Grupo, Espanha)
Albert de la Fuente (Universidade Politécnica da Catalunha, Espanha)
Ana Mafalda Matos (Universidade do Porto – FEUP, Portugal)
Andrew McCoy (Virginia Tech, EUA)
Ángel Castillo Talavera (Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja, Espanha)
Angel de la Rosa (Universidade Rey Juan Carlos de Madrid, Espanha)
Antonia Pacios (Universidade Politécnica de Madrid, Espanha)
Antonio Aguado de Cea (Universidade Politécnica da Catalunha, Espanha)
António Bettencourt Ribeiro (Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal)
Antonio Conforti (Universidade de Brescia, Itália)
Antonio Figueiredo (Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Brasil)
António Pinho Ramos (Universidade Nova de Lisboa, Portugal)
Arnaldo Manoel Carneiro (Universidade Federal de Pernambuco, Brasil)
Belen Gonzalez-Fonteboa (Universidad da Corunha, Espanha)
Berenice Martins Toralles (Universidade Estadual de Londrina, Brasil)
Bernardo Tutikian (Universidade do Vale do Rio dos Sinos, Brasil)
Bryan E. Barragán (Owens Corning, França)
Carlos Aire Untivero (Universidade Nacional Autónoma de México, México)
Damian Beben (Opole University of Technology, Polónia)
Eduardo Júlio (Universidade de Lisboa – IST, Portugal)

Emilio García-Taengua (University of Leeds, UK)
Enrique Hernandez Montes (Universidade de Granada, Espanha)
Enzo Martinelli (Univesidade de Salerno, Italia)
Estefania Cuenca Asensio (Politecnico de Milão, Italia)
Fátima Farinha (Universidade do Algarve, Portugal)
Fernando J. Branco (Universidade de Coimbra, Portugal)
Fernando L. Gayarre (Universidade de Oviedo, Espanha)
Flávio A. Silva (Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Brasil)
Francisca Pérez García (Universidade de Malaga, Espanha)
Francisca Puertas Maroto (Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja, Espanha)
Francisco Agrela (Universidade de Córdoba, Espanha)
Gemma Rodríguez (Universidade da República Montevideo, Uruguai)
Gina Matias (itecons, Portugal)
Guilherme Cordeiro (Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, Brasil)
Hector Cifuentes (Universidade de Sevilha, Espanha)
Hugo Pinheiro Rodrigues (Universidade de Aveiro, Portugal)
Joana Roncero (Votorantim Cimentos, Espanha)
João Batista e Silva (Universidade de Campinas, Brasil)
João Castro Gomes (Universidade da Beira Interior, Portugal)
João Estevão (Universidade do Algarve, Portugal)
Joaquim Barros (Universidade do Minho, Portugal)
Jorge Brito (Universidade de Lisboa – IST, Portugal)
Jorge da Silva Pinto (Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Portugal)
José Pinto Duarte (Penn State University, EUA)
Juan Carbonell Márquez (Universidade de Malaga, Espanha)
Karyne Santos (C5LAB, Portugal)
Konstantin Sobolev (University of Wisconsin-Milwaukee, EUA)
Liberato Ferrara (Politecnico de Milão, Italia)
Lluis Gil (Universidade Politécnica da Catalunha, Espanha)
Lola Rubio Cintas (Universidade de Cádis, Espanha)
Luis Fernández Luco (Universidade de Buenos Aires, Argentina)
Luis Segura (Universidade da República Montevideo, Uruguai)
Luisa Andreia Gachet (Universidade de Campinas, Brasil)
Luisa María Gil Martín (Universidade de Granada, Espanha)
Manuel Alejandro Ruiz (Universidade de Malaga, Espanha)
Manuel Pinheiro (Universidade de Lisboa – IST, Portugal)
Manuel Vieira (Laboratório Nacional de Engenharia Civil – Portugal)
Maria Esther Fernández (Universidade da República Montevideo, Uruguai)
María Eugenia Rubio (Universidade de Malaga, Espanha)
Mário Pimentel (Universidade do Porto – FEUP, Portugal)
Marta Roig-Flores (Universidade Jaume I, Espanha)
Mercedes Sanchez Moreno (Universidade de Córdoba, Espanha)
Miguel Ángel Vicente (Universidade de Burgos, Espanha)

Miguel Costa Nepomuceno (Universidade da Beira Interior, Portugal)
Miguel Oliveira (Universidade do Algarve, Portugal)
Nikola Tosic (Universidade Politécnica da Catalunha, Espanha)
Paulo César Gomes (Universidade Federal de Alagoas, Brasil)
Paulo Guetti (Universidade Federal do Triângulo Mineiro, Brasil)
Paulo Silva Lobo (Universidade da Madeira, Portugal)
Pedro Serna (Universitade Politécnica de Valencia, Espanha)
Raúl Zerbino (Universidade Nacional de La Plata, Argentina)
Ravindra Gettu (IITM Madras, India)
Romeu Vicente (Universidade de Aveiro, Portugal)
Rosa Cristina Lintz (Universidade de Campinas, Brasil)
Rui Duarte Neves (Instituto Politécnico de Setubal, Portugal)
Sandra Nunes (Universidade Técnica de Delft – Países Baixos)
Sara Dias (itecons, Portugal)
Sergio Carmona Malatesta (Universidade Técnica Federico Santa María de Valparaíso, Chile)
Sergio Yazzar (Universidade Nacional de San Juan, Argentina)
Sindy Seara-Paz (Universidade da Corunha, Espanha)
Teresa Pinheiro-Alves (Universidade de Évora, Portugal)
Valdirene Maria Capuzzo (Universidade de Brasília, Brasil)
Vítor M. Cunha (Universidade do Minho, Portugal)
Vitor Vermelhudo (SECIL, Portugal)

INSTITUIÇÕES
INSTITUCIONES

INSTITUIÇÕES ORGANIZADORAS | **INSTITUCIONES ORGANIZADORAS**

UAlg ISE
UNIVERSIDADE DO ALGARVE
INSTITUTO SUPERIOR DE ENGENHARIA

LNEC
LABORATÓRIO NACIONAL DE ENGENHARIA CIVIL

UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE VALÈNCIA

ICITECH
CIENCIA Y TECNOLOGÍA DEL HORMIGÓN

UCA Universidad de Cádiz

PATROCINADORES
PATROCINADORES

APOIOS INSTITUCIONAIS
APOYO INSTITUCIONAL

APOIOS NA DIVULGAÇÃO
APOYO EN LA DIVULGACIÓN

ÍNDICE

PALESTRANTES CONVIDADOS | PONENTES INVITADOS

20 Years of Experience in The Valorization of Glass Pozzolan in Concrete
Arezki Tagnit-Hamou 1

Hormigones especiales y sostenibilidad
Antonio Aguado 3

Opportunities and challenges in the use of chemical admixtures for sustainable concrete
Marta Palacios 19

Concrete and Prefabrication within the iSCrete Group Past Developments, Ongoing Work and Future Trends
Eduardo S. Júlio 21

1-LIGANTES DE BAIXO IMPACTO AMBIENTAL | LIGANTES DE BAJO IMPACTO AMBIENTAL

Steel slags recovery in a durable and sustainable concrete: the STEELCRETE project
Lara Clerici , Antonio Conforti , Alessandro Abbà , Federica Lollini and Flora Faleschini 41

Hormigón ecológico con sustitución de cemento y áridos por distintos tipos de escorias
María Eugenia Parrón-Rubio, Francisca Pérez-García, Khalid Bouchmal, Maria Antonia Lima-Rodriguez, Miguel José Oliveira, José Manuel García-Manrique Ocaña, María Dolores Rubio Cintas 49

Avaliação dos potenciais benefícios da utilização de pó de vidro em substituição às cinzas volantes na produção de betões resistentes aos cloretos
Othon Moreira, Raphaele Malheiro , Carlos Jesus e Aires Camões 57

Hormigón sostenible con incorporación de FCC como sustituto parcial del cemento: evaluación de sus propiedades mecánicas y de durabilidad
María Eugenia Parrón-Rubio , Francisca Pérez-García, Maria Antonia Lima-Rodriguez, José Manuel García-Manrique, María Dolores Rubio Cintas 59

Uso Material Residual da Produção de Papel como Substituto Parcial do Cimento Portland na Produção de Argamassas: Um Estudo de Propriedades Mecânicas e Microestruturais

Ariane Roberto Becker), Ariane Serpeloni Aleixo) Rosa Cristina Cecche Lintz (e Luísa Andreia Gachet 65

Study of mechanical performance and feasibility of including clayey materials as binders in cement-based materials
Rosales, Manuel ; Moreno, S., Rosales, Julia; Díaz, José Luis ; Agrela, Francisco , Rodríguez, Reinier , Martirena, F 73

Materiais Sustentáveis com Escória Siderúrgica: Avaliação do Desempenho Mecânico e da Capacidade de Absorção de CO_2
Silva Junior, G. B., Castro-Gomes, J. e Magrinho, M. 81

Ligantes de baixo carbono com incorporação de pós de resíduos de construção e demolição como material cimentício suplementar
Melissa Pastorini Proença , Dayana Ruth Bola Oliveira Kathleen Dall Bello de Souza Risson , Edna Possan e Nayara Soares Klein 91

Mechanical strength of self-compacting concrete incorporating recycled cement
Adnan Al-Ganad , José Alexandre Bogas and Pedro Raposeiro da Silva 101

Aprovechamiento de la cáscara de huevo como material biogénico en la producción de cemento portland y mezclas ternarias: una contribución a la economía circular
Jose Dario Gavilanes , Juan Manuel Lizarazo Marriaga y Francisco Antonio Corpas 111

2- BETÃO IMPRESSO EM 3D | IMPRESIÓN 3D DE HORMIGÓN

Challenges and Opportunities of 3DCP Adoption for US Workforce Training
Vida Babajaniniashirvani, Andrew McCoy, Ph.D., and Kereshmeh Afsari, Ph.D. 123

Porosity assessment of fibre-reinforced 3D-printed cementitious mortars
Rui Reis , Francisca Aroso , Filipe Brandão, Bruno Figueiredo , Aires Camões , Carlos Jesus and Paulo Cruz 137

3D Printing in Construction: A Revolutionary Technique or a Long-Term Game Changer? An Analysis of Completed Projects and Their Impact
Jaime Orellana-Barrasa, Anabel Castillo-Rodríguez, Víctor Rey de Pedraza Ruiz, Rafał Krzywoń, José Ygnacio Pastor-Caño, and Antonia Pacios-Álvarez 145

Concrete 3D printing: Influence of material, equipment and environmental conditions
Virginia Mendizabal , Roger Serra-Lopez , Ernest Bernat-Maso , Lluis Gil 153

Optimización de parámetros de impresión 3D para mezclas sostenibles de hormigón
Paloma Funes-García , Sindy Seara-Paz, Belén González-Fonteboa y Fernando Martínez-Abella 161

Effects of different silica sources on rheological properties and 3D printability of magnesium-based cements
Busra Akturk , Serhan Ulukaya and Tugrul Yazar 171

3- BETÃO DE ALTO DESEMPENHO | HORMIGÓN DE ALTO RENDIMIENTO

Estudio de la dosificación de UHPC en San Juan, Argentina
Dr. Ing. Yazzar, Sergio Alejandro; Ing. León, Matías ; Ing. Sabio Miguel, Ing. Buffagni, Luciano; Ing. Sanchez, Rocío 175

Desarrollo de un Hormigón de Alto Desempeño para Aplicaciones Industriales en Uruguay
Anyela Molina Terra, Luis Segura, Iliana Rodriguez Viacava, Gustavo Tovar, Renan, Pícolo Salvador and Ariel Guzzo 185

Mechanisms of Crack Bridging and Fracture Resistance in Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPFRC) with Carbon Microfibres
Jaime D. Ruíz-Martínez , José D. Ríos , Carlos Leiva and Héctor Cifuentes 193

High-Performance Concrete for Marine Construction
Miguel Velez da Silva , Hakan Ozkan and José Carlos Marques 201

Estudo do efeito sinérgico da adição de fibras HMPE e SAP no UHPC
Priscila de Souza Maciel , Maria Luiza Malta da Rocha Silva , Paulo Cesar Correia Gomes, Augusto Cesar da Silva Bezerra e José Roberto Tenório Filho ... 209

Development of an Experimental Methodology for Pre-tensioning Slender UHPC Beams
Juan Navarro-GregoriJosé R. Martí-Vargas Juan A. Mateu-Sánchez, Yeiner A. Gómez-Velásquez, Pedro Serna, M. Carmen Castro-Bugallo , and Ester Giménez-Carbó 217

4- BETÃO REFORÇADO COM FIBRAS | HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS

Pavimentos de hormigón reforzado con fibras poliméricas y/o metálicas con una química compensadora de la retracción como Mapecrete System: estabilidad dimensional y prestaciones garantizadas en pastillas sin cortes de retracción
Dr. Norberto García, José Antonio Rodríguez y Jesús Alberto García 229

Seismic Strengthening with Fibre Reinforced Grout Jacketing
Ana Rita Gião, Válter Lúcio and Afonso Pinho 237

Influence of sisal fiber treatment on the physical and mechanical properties of mortars
Augusto Carlos Gomes da Silva , Adriana Gomes de Oliveira , Amauri Ernesto Gomes , Pedro Serna , Patrícia Prediger , Luísa Andréia Gachet , Jefferson Bettini , Rosa Cristina Cecche Lintz 247

Compósito Cimentício de Alta Ductilidade: Otimização de Propriedades Mecânicas com Fibras de Polipropileno e Sílica Ativa
Miguel Batista de Oliveira, Romel Dias Vanderlei 255

Influencia de las Macrofibras Sintéticas en Elementos Estructurales de Hormigón Armado

ROSHDESTWENSKY, Kristel ; CORONEL, Lourdes; GALASSI, Bruno ; WANDELOW, Gonzalo y ZERBINO, Raúl 263

Magnetic-based assessment of fibre distribution in steel fibre reinforced concrete: experimental and statistical inference analysis
Nadia Quijano Arteaga, Natividad García Troncoso, Francisco Moreira, Samantha Hidalgo Astudillo, Stanislav Aidarov, and Albert de la Fuente 273

Orientation coefficient in ultra-high performance fiber reinforced concrete and its relationship with casting methods
Ahumada-Ponce, María Elena Serna, Ros Pedro y Navarro-Gregori, Juan..... 283

Betão de elevado desempenho ecoeficiente reforçado com fibras: estudo do comportamento em tração
Lorayne Cristina da Silva Alves , Ana Mafalda Matos , Mário Pimentel e Fernanda Giannotti da Silva Ferreira..... 285

Effect of Creep on the Behavior of Concrete Reinforced with Hybrid Fibers
Sergio Carmona , Giovanni Plizzari and Jorge Barraza..... 295

Influencia de la fracción de volumen de fibra en la fisuración por retracción plástica del hormigón
Carlos Aire..... 297

5 - ADJUVANTES PARA NOVOS BETÕES | ADITIVOS PARA NUEVOS HORMIGONES Y SUS APLICACIONES

El Sistema CUBE de MAPEI: Aditivos para reducir la huella de carbono del hormigón
Dr. Norberto García, José Antonio Rodríguezy Jesús Alberto García..... 307

Influencia de los aditivos químicos en el comportamiento expansive y las propiedades mecánicas del hormigón pretensado químicamente en sistemas CFST
Pedro Carballosa , José Luis García Calvo y Alfredo Fernández Escandón-González..... 315

Shrinkage-Controlled Concrete: A Case Study at the Alentejo Hospital Construction Site
Rui Miguel Branco , Carlos Canhão , Juan Antonio Ramírez , Francisco Romero , Jose Ignacio González , António Bettencourt Ribeiro , Guida Faria , Vitor Vermelhudo , Jose Vera-Agullo ,..... 323

Tecnología NPPH para el control de adsorción de aditivos superplastificantes para hormigones fabricados con cementos de arcilla calcinada y puzolana natural
Dr. Pere Borralleras Mas) 335

Efeito do Aditivo Redutor de Retração na Hidratação e Desempenho de Concretos com Cimento Portland
Joice Barros de Souza , Arthur Aviz Palma e Silva Mara Monaliza Linhares Pereira Valdirene Maria Silva Capuzzo..... 343

Compatibility between different chemical admixtures and LC^3: a study into the rheology and strength of LC^3-based pastes
Seth Shaw and Emilio Garcia-Taengua 351

6 - PROPRIEDADES ESPECIFICAS DE BETÕES ESPECIAIS SUSTENTÁVEIS | PROPIEDADES ESPECÍFICAS DE HORMIGONES ESPECIALES SOSTENIBLES

The Virtual Fields Method in Notched Brazilian Disc Tests for High-Performance Concrete
A. S. Cruces, J. C. Suárez-Bermejo and B. Moreno 363

Modelling orthotropic behaviour in robotic 3D printing of cementitious matrices with natural fibres and metallic reinforcement: a digital twin approach
Francisca Aroso, Rui Reis, Filipe Brandão, Bruno Figueiredo and Paulo Cruz 371

Performance evaluation of 3D printed cementitious mortars with coir reinforcement
Filipe Brandão, Francisca Aroso, Rui Reis, Bruno Figueiredo, Carlos Jesus, Aires Camões and Paulo Cruz 379

Desarrollo de hormigones para construir un futuro más sostenible y resiliente. El enfoque innovador del proyecto SINCERE
Estefania Cuenca, Lorenzo Austoni, Jacopo Nicoloso y Liberato Ferrara 387

Análisis de las propiedades en estado fresco y endurecido de mortero geopolimérico con adición de residuos industriales
Adriano Michael Bernardin, Francisco Rubio-Hernández, María Eugenia Parrón-Rubio, Antonia María Lima-Rodríguez, María Dolores Rubio Cintas 395

Incorporação do resíduo dregs e agregados reciclados em argamassas: avaliação do impacto ambiental
Juliane Falcão, Rodrigo Melo, Denise Dal Molin e Angela Masuero 405

Efeito do polímero superabsorvente na mitigação da retração autógena do concreto de ultra alto desempenho
Fernando Aparecido Costa Barizão, Livia Borba Agostinho , Angélica Vinci do Nascimento Gimenes Rios e Romel Dias Vanderlei 413

Pozzolanic Potential of Recycled Aggregates for 3D Printed Concrete
Karyne Ferreira dos Santos , João Nuno Pacheco Samuel Pereira dos Santos, Raquel Jesus Lopes, Miguel Monteiro, Manuel Vieira, Arthur Aviz Palma e Silva 421

Incremento de ductilidade através de uma rótula plástica de betão armado, por redução de secção
António Bettencourt Ribeiro e Sofia Real 429

Medidas de resistividad con cuatro y con dos electrodos: estudio experimental y numérico
Antonio Diéguez, Belén Díaz, X. Ramón Nóvoa, Carmen Pérez, Vincent Vivier, Youssef Kharchouf 437

Estudio de la conductividad eléctrica sobre pastas de cemento con incorporación de diferentes residuos de fundición
Nuria Pereira, David Álvarez, Belén Díaz, X. Ramón Nóvoa y Aranzazu Pintos.. 447

Self-Compacting Lightweight Fibre-Reinforced Concrete: Sustainable Innovation for Efficient Structures with Acoustic Comfort
Samantha Hidalgo-Astudillo , Natividad Garcia-Troncoso , Nadia Quijano, Hector Herrera-Bustos , Nikola Tošić, Albert de la Fuente 457

Influence of waste viscose fibres on the flexural strength and CO_2 uptake of steel slag-based sustainable composites
A. Castillo Rodríguez , A. Pacios Álvarez, J. Castro-Gomes and J. García-Navarro 467

Resistencia al Fuego de Hormigón con Residuos de la Industria Cerámica
Marta Roig-Flores , Gianfranco Crescitelli , David Hernández-Figueirido , Vicente Albero , Lucía Reig , Ángel M. Pitarch y Ana Piquer 475

Efecto de las condiciones de ensayo en el poder descontaminante de morteros fotocatalíticos
Auxi Barbudo, Manuel G. Beltrán Adela P. Galvín, Rafael Linares, Antonio López-Uceda..... 483

Investigación y Desarrollo de Hormigones Autocompactantes Coloreados (HACC) con énfasis en la valorización de residuos.
Camila De Los Santos Cascino , Gemma Rodríguez de Sensale 491

Desenvolvimento e Caracterização de Compósitos Leves de Escória e EPS por Carbonatação Acelerada
Joaquim Constantino, J. Castro-Gomes, Maria Inês Alves Vicente 499

Fresh properties and compressive strength development of concrete with Circabuild aggregates from accelerated carbonation of cement by-pass dust
Sajjad Zare Sefat , Malgorzata Golaszewska , João Castro-Gomes , Paula Carey and Ahmad Ehsani 507

7 - APLICAÇÕES DE BETÕES ESPECIAIS SUSTENTÁVEIS | APLICACIONES DE HORMIGONES ESPECIALES SOSTENIBLES

Experimental Evaluation of Sustainable Materials for the Design of Floating Islands
Parra, Carlos; Miñano, Isabel ; Bleda, Juan; Mateo, José Maria; Carrión, Elvira Benito, Francisco J. y Martinez-Espinosa, AJ 517

Hacia una infraestructura sostenible: Uso de Earth Friendly Concrete en tubos de prefabricado para la red de saneamiento
Kai Markiefka , Vicente Diago..... 525

Optimisation of technical parameters of perlite concrete in chimney blocks using hydrophobisation
Arkadiusz Mordak, Krzysztof Drozdzol, Damian Beben and Pawel Jarzynski..... 535

Finite element analysis of reinforced concrete culvert behaviour with a large soil cover - a case study

Janusz Warycki , Tomasz Maleska , Damian Beben and Jan Vaslestad 543

On the potential wide application of High-Performance Fibre Reinforced Concrete to precast girders for road bridges
Juan Barbecho , Rafael Ruiz , Leonardo Todisco and Hugo Corres 553

8 - BETÕES AUTO-REPARADORES E AUTO-SENSÍVEIS | HORMIGONES AUTOSANABLES Y AUTOSENSORES

Esfuerzos internos generados por selladores inorgánicos de hormigón
Laura Granados Granados, Mónica López Alonso , María Criado, M. Dolores G. Pulido, María Cruz Alonso, Antonio Luis Medina Castillo, María Dolores Fernandez Ramos, Luisa María Gil Martín y Enrique Hernández Montes 563

Estudo da autocicatrização superficial no potencial de corrosão em concretos com cinza volante
Gabrieli Lazzari Vieira Júlia da Rosa Costa , Laís Zucchetti, Denise Carpena Coitinho Dal Molin e Ângela Borges Masuero 571

Method for evaluating self-healing capabilities of cementitious materials by assessing permeability changes in holes of defined size
Oleg Kuzminov, Aires Camões Denis Kuzminov, Iran Rocha Segundo, Nikolai Ivanovich Vatin,Joaquim O. Carneiro 581

Self-Healing Behaviour of Sustainable Concretes with Biomass Ash and Coal Bottom Ash Aggregates Under CO_2-Saturated Environments
Blas Cantero , Sindy Seara-Paz , David O. Nduka and Belén González-Fonteboa 589

Estrategias de Auto-curado en Estructuras de Hormigón Armado
André Garrido-Iglesias , Blas Cantero , David O. Nduka y Juan Luis Pérez-Ordóñez , Belén González-Fonteboa 591

Análise do empacotamento de partículas para otimização da composição de compósitos cimentícios autossensíveis
Camila Tiemi Ozaki e Silva , João Batista Lamari Palma e Silva , Rosa Cristina Cecche Lintz e Luísa Andréia Gachet 599

9 - APLICAÇÕES E NOVAS TENDÊNCIAS EM PAVIMENTOS DE BETÃO | APLICACIONES Y NUEVAS TENDENCIAS EN PAVIMENTOS DE HORMIGÓN

Lajes de betão antigas em edifícios tradicionais de Toutosa
Jorge Pinto, Anabela Paiva, Cristina Reis e Sandra Pereira 609

Influence of Steel Fibers Properties on the Design Parameters of Concrete Port Pavements in Spain
Marta Caballero-Jorna, Carlos Lorenzana y Roger Catalán-Parra 617

Pavimentos intertravados de concreto produzidos com agregados reciclados mistos

Karoline Alves de Melo Moraes, Jéssica Carolina Vieira da Silva, Samira Braga Melo, Flávio Barboza de Lima, Cássia Vanessa Albuquerque de Melo, Paulo César Correia Gomes e Wayne Santos de Assis 627

Soluciones eco-sostenibles de hormigón con cal para pavimentos continuos
Pablo Plaza , Antonio Cruces , Jesús Torrecilla, José María Ceballos y Aurora Cuartero 635

Soluciones sostenibles con hormigón romano para la construcción de infraestructuras viarias sobre coladas recientes de lava. El caso del volcán de Tajogaite (2021), La Palma, España
Amílcar José Cabrera GarcíaVíctor Manuel Cabrera García y J.M. Cáceres 643

Experiencia en las mejoras en el diseño y procesos constructivos en pavimentos rígidos diseñados con método AASHTO 93 ejecutados en el Perú (Climas cálidos)
Mg. Jim Arturo Rivera Vidal y Dr. Erasmo Alejandro Sixto Fernandez 653

Shrinkage Characterization of Alkali-Activated Slag and Fly Ash Geopolymer Concrete for Rigid Pavement Applications
Rafael Ruiz , Valle Chozas-Ligero , Laura Piarulli , Vicente Diago , Cristina García, Jose Vera-Agullo 663

10 - USO DE MATERIAIS NÃO CONVENCIONAIS NO BETÃO | MATERIALES NO CONVENCIONALES EN EL HORMIGÓN

Performance of Concrete with Sheep Wool Micro-Reinforcement
Silvija Mrakovčić , Neira Torić Malić Ivan Vukadin 675

Combining waste from the stone, textile and forest industrial sectors in a cement-based mortar
María Concepción Pacheco-Meno, Tifenn Morvan, Inês Flores-Colen, Jorge de Brito 683

Technical viability of recycled plastic fibres from food packaging companies for use as concrete reinforcement
Jhon Aguila, Adela P. Galvín, Auxi Barbudo, Neomar Briceño Antonio López-Uceda 693

Experimental assessment of recycled concrete incorporating ceramic sanitary waste and fibers.
Fiorella Ramirez, Carlos A. Benedetty and Luis A. Bedriñana 695

Evaluation of the elasticity modulus of cement composite with brake lining waste using ultrasonic wave propagation and natural frequencies of vibration methods
João Batista Lamari Palma e Silva , Camila Tiemi Ozaki e Silva , Stephanie Cucolo Marçula , Pedro Serna Ros , Rosa Cristina Cecche Lintz , e Luísa Andréia Gachet 705

Valorização das lamas de estações de tratamento de água (ETA) do Algarve: Avaliação do potencial pozolânico em argamassas

Luis Carvalho, Miguel José Oliveira, Elisa M. J. da Silva e António Bettencourt Ribeiro 715

11- AVALIAÇÃO DA SUSTENTABILIDADE | EVALUACIÓN DE LA SOSTENIBILIDAD

Setting Limits –US Buy Clean Procurement Policies to Decarbonize Concrete
Tien Y. Peng 725

Proceso de descarbonización del Sector del Hormigón Preparado en España.
Benjamín Martínez Suárez 739

Fomento del uso de residuos de construcción y demolición (RCD) en infraestructuras viarias en Extremadura. Proyecto Garnocex
Antonio Cruces , Pablo Plaza , Jesús Torrecillas, José Ceballos y Aurora Cuartero 747

Análise de índices de durabilidade de concreto autoadensável de menor impacto ambiental com o uso de materiais cimentícios suplementares
Aline Costa, Gustavo Cunha, Marcos dos Anjos , Matheus Palitot e Kevdy Gonçalves..... 755

12- INTELIGÊNCIA ARTIFICIAL APLICADA A BETÕES ESPECIAIS | INTELIGENCIA ARTIFICIAL APLICADA A HORMIGONES ESPECIALES

Aprendizagem de Máquina e Redes Neuronais Artificiais na Previsão da Resistência à Compressão do Betão: Uma Abordagem Multi-paramétrica
Lauro Mota e Aurélio Sine 765

Surrogate modelling for concrete pavement design
Juan Pedro Cortés-Pérez, Carmen Calvo-Jurado, Emiliano Maldonado Christian Miguel Pacheco-Rodríguez, Mario Núñez-Fernández, José Carlos García-Merino 773

Surrogate models-based prediction of concrete compressive strength with aggregates from Ecuador
Carmen Calvo Jurado , Juan Pedro Cortés Pérez , Christian Miguel Pacheco Rodríguez , Mario Núñez Fernández , Emiliano Maldonado Restrepo , José Carlos García-Merino , Christian Andrés Yanza Pérez 783

Modelling the Sensitivity of Fresh State Performance to the Mix Design of Conventional and Self-Compacting Concretes
Emilio Garcia-Taengua, Züleyha Kanpara Cıvaş, Leon Black, Milan Kundra and Martin Liska..... 793

13 - USO DE RESÍDUOS DE CONSTRUÇÃO E DEMOLIÇÃO EM BETÃO | APROVECHAMIENTO DE RESIDUOS DE CONSTRUCCIÓN Y DEMOLICIÓN EN HORMIGÓN

Use of CDW fines as substitutes for Portland cement in the manufacture of mortars

A. Martínez, P. Alfonso, M. Garcia-Valles, D.F. Aponte, S. Valls and C. Fontanet 797

Densimetric separation of coarse aggregates and fine quartz fraction in recycled concrete aggregates using the jigging process
Artur Bressanelli Teixeira, Hassan Barkat, Carlos Hoffmann Sampaio and Josep Oliva Muncunill 805

Obtenção e análise de propriedades de concreto seco com agregados reciclados.
Clóvis Veloso de Santana), Thauany Alves Pastor , Karla Kamilla Barros Pinheiro , Paulo César Correia Gomes , Wayne Santos de Assis , Karoline Alves de Melo Moraes Cássia Vanessa Albuquerque de Melo e Flávio Barboza de Lima 813

Análise comparativa do módulo de elasticidade estático e dinâmico em concreto reciclado
Maicon de Freitas Arcine, Ricardo Carrazedo e Silvana De Nardin 821

Use of Coarse Recycled Concrete Aggregates from Precast Waste in Structural Concrete Mixtures: Mechanical and Durability Performance
M.N. Pereyra , J. Cabrera , L. Bonsanto and P. Vila 831

Recuperación de restos de hormigón en fresco devueltos a la central de hormigón como material granular encapsulado con RE-CON ZERØ EVO para su empleo en la fabricación de hormigón estructural
Dr. Norberto García y José Antonio Rodríguez..... 843

PALESTRANTES CONVIDADOS
| PONENTES INVITADOS

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

20 Years of Experience in The Valorization of Glass Pozzolan in Concrete

Arezki Tagnit-Hamou

Industrial Chair on Glass Valorization in Materials, Civil Engineering and building Engineering Department, Sherbrooke University, Canada.

ABSTRACT

Portland cement is the most widely used construction material, but there are some limitations to using it for the production of concrete, i.e., its durability issues and emission of a high amount of CO2 in it production. So, in this study, the ground-glass pozzolan (GGP) is used to partially replace the cement for the in-situ application.

GGP obtained by grinding the mixed-waste glass to same fineness of cement can act as a supplementary-cementitious material (SCM), given that it is an amorphous and a pozzolanic material. The GGP showed promising performances in different concrete types such as conventional concrete (CC), high-performance concrete (HPC), and ultra-high-performance concrete (UHPC). The current paper reports on the characteristics and performance of GGP in different concrete types including as special field project of Darwin Bridges. These bridges won the 2021 Award of Excellence in the infrastructure category from the American Concrete Institute (ACI). The concrete is examined for the long term with respect to its performance by determining its fresh, hardened, visual and durability properties. It was found that concrete with the incorporation of GGP performs very well in all terms.

KEYWORDS: Ground Glass Pozzolan, Concrete, Supplementary Cementing Materials

1.- INTRODUCTION

Concrete is used worldwide for these purposes, and portland cement is one of its most important constituents. Due to the bulk production of cement, a massive amount of carbon- di-oxide is released, which is not environmentally friendly. So, we have to focus on some new materials that overcome this major issue and perform better.

The use of supplementary cementing materials (SCMs) can help cement-based material construction achieve sustainable development by reducing cement production and therefore reducing fossil fuel consumption and greenhouse gas (GHG) emissions.

Alternative locally available SCMs are favorable when traditional SCMs are not locally available or more costly if transported. The concrete industry is currently seeking additional sources of SCMs to supplement fly ash (FA), slag (S) and silica fume (SF) that are currently used in concrete.

In the world, a considerable amount of glass is produced every year due to low recycling of glass containers. There are several million tons of recycled glass available that are widely dispersed across the globe. The ground-glass pozzolan (GGP) obtained by grinding the mixed-waste glass to the same fineness as cement can act as an SCM. This waste glass cannot be recycled and in the best scenarios, is normally disposed of in landfills, causing obvious environmental problems. For 20 years our research chair developed many types of concrete mixes including GGP. This GGP showed promising performance in mortar and concrete mixtures both in laboratory and in large-scale field applications with more focus on long- term performance. Currently, the standard specification CSA A3001, Cementitious Materials for Use in Concrete, include GGP as an SCM in mortar and concrete, in addition ASTM created a new standard ASTM C1886 “Standard Specification for Ground Glass Pozzolan for Use in Concrete.”. The purpose of this paper is to summarize material specifications for the GP for use as a pozzolan in portland cement concrete and including as special field project of Darwin Bridges. These bridges won the 2021 Award of Excellence in the infrastructure category from the American Concrete Institute (ACI).

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Hormigones especiales y sostenibilidad

Antonio Aguado

Escola Tècnica Superior d'Enginyeria de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
Universitat Politècnica de Catalunya.

RESUMEN

Los hormigones especiales se han abierto un amplio camino en los últimos años, en cierta medida en paralelo a la creciente preocupación de la sociedad por la sostenibilidad y los efectos negativos que el hormigón puede aportar en los temas ambientales. Por ello, en este documento, se presenta una visión personal de los hormigones especiales y de la trayectoria seguida con los mismos en el contexto de la UPC. Asimismo, se incide en como medir la sostenibilidad a través de MIVES y se concreta en el caso de diferentes alternativas de cubierta de un polideportivo, para demostrar la viabilidad y mayor objetividad en la toma de decisiones.

PALABRAS CLAVE: Hormigones especiales, sostenibilidad, MIVES, cubiertas polideportivo

1.- INTRODUCCIÓN

El hormigón ha sido el material estrella del siglo XX, en gran medida por su amplia versatilidad de aplicaciones y por el bajo coste. En la última parte del siglo pasado creció la preocupación social por los aspectos ambientales, lo que llevó al sector de la construcción a iniciar procesos de innovación en el campo del hormigón, tanto en la dirección de ampliar fronteras de aplicación, con la potenciación de los hormigones especiales, como con la incorporación del concepto de sostenibilidad [1] y la necesidad de medir la misma.

El objetivo del presente documento es, por un lado, presentar una visión personal de los hormigones especiales, tanto desde un punto de vista conceptual, como de los campos en los que he intervenido en mi amplia trayectoria académica y, por otro lado, incidir en la necesidad de avanzar mediante la medición de la sostenibilidad, en este caso a través del método MIVES [2].

Para ilustrarlo se plantea un problema común, como es el caso de la cubierta de un pabellón polideportivo, mediante 7 alternativas diferentes: Cercha de hormigón armado, Viga aligerada de hormigón pretensado, Viga maciza de hormigón pretensado, Cercha metálica inercia constante, Cercha metálica peraltada, Viga de madera y Cercha de madera. Estas soluciones se evalúan para obtener un Índice Global de Sostenibilidad (IGS)

2.- HORMIGONES ESPECIALES

2.1.- Definición ¿Sí o no?

En conjunto siempre he sido reacio a poner etiquetas que encorseten conceptos, en consecuencia, no he sido muy partidario de dar calificativos. Sin embargo, en el sector se suelen etiquetar los hormigones que no están estrictamente en la normativa como hormigones especiales que responden usualmente a que cumplen con requisitos específicos que no se solicitan a los hormigones convencionales (por ejemplo, el color, la trabajabilidad, la puesta en obra, o bien por niveles de prestaciones como resistencia, durabilidad, etc,).

En ingeniería, ante una situación nueva, es habitual extrapolar los comportamientos de algo conocido para abordar la solución del nuevo problema planteado. Así al hablar de hormigones especiales habría que tomar como referencia los hormigones convencionales utilizados en la mayoría de nuestras obras públicas, industriales o de edificación. Ahora bien, a la luz de este planteamiento cabe preguntarse: ¿Qué tienen de especiales estos hormigones, en relación a los hormigones convencionales? En la respuesta habría que fijarse en diferentes aspectos, tales como:

- Nuevos componentes: Algunos de estos hormigones incorporan nuevos componentes, no utilizados en los hormigones convencionales. Estos componentes pueden ser, por ejemplo: resinas, microsílice, arcillas expandidas, fibras, etc.

- Nuevos procesos constructivos: La puesta en obra de estos hormigones introduce aspectos constructivos diferenciados de los procesos constructivos estándar, tales como: impregnación, proyección, etc.

- Grado de conocimiento y/o de empleo: En la práctica habitual de construcción en un país, un hormigón puede encuadrarse en el grupo de los hormigones especiales si el grado de conocimiento y/o de empleo es muy reducido, lo que representa que para la mayoría de técnicos, dicho concreto es especial. Evidentemente, el grado de conocimiento puede ser evolutivo, asociado al factor tiempo.

En base a lo expuesto podríamos aventurarnos a dar una definición de que son los hormigones especiales,

"Hormigones especiales son aquellos hormigones que incorporando nuevos materiales y/o nuevos procesos constructivos, su grado de conocimiento y/o de empleo es escaso para los técnicos de un país en un período determinado".

Esta definición tiene un carácter espacial y un carácter temporal. El carácter espacial quiere reflejar que un hormigón puede ser especial en un país mientras que en otro su uso es generalizado con lo cual deja de ser especial. A manera de ejemplo, podría decirse que un hormigón ligero estructural sería, hoy en día, un hormigón especial en España, mientras que en Alemania dejaría de serlo.

El carácter temporal expresa que un hormigón especial puede dejar de serlo cuando el grado de conocimiento y/o de empleo crece notablemente. Este podría ser el caso del hormigón pretensado el cual hace años en España podría considerarse un hormigón especial mientras que hoy en día no debe entenderse en este grupo, por lo menos para un grupo muy numeroso de técnicos.

2.2.- Razón de ser. Breve reseña histórica

La razón de ser de un hormigón especial, al igual que en general, la de un hormigón convencional, es dar respuesta satisfactoria técnica y económica frente a la creciente exigencia de las prestaciones requeridas a las estructuras de hormigón. Así el propio origen del hormigón armado, hace siglo y medio, intenta aprovechar las ventajas del acero a tracción y del cemento-hormigón a compresión, permitiendo dar respuesta a problemas anteriormente resueltos con otros materiales (acero, madera, etc.). La primera etapa de juventud, correspondiente al siglo pasado, le permite un rápido desarrollo si bien en elementos masivos y sometidos principalmente a compresión y sin componente arquitectónica. Los inicios de este siglo marcan los primeros pasos hacia el hormigón pretensado.

La materialización con éxito del mismo no fue posible hasta que se dispusieron de los aceros adecuados, así como de una satisfacción comprensión del fenómeno de pérdidas diferidas. Este hecho se sitúa en el entorno de 1925-1930 y entre otros, el papel de los ingenieros E. Torroja y E. Freyssinet, fue determinante. Entre tanto, el avance industrial de principio de siglo también tiene su reflejo en el campo del hormigón. Así en 1912, se realiza la primera patente para proyectar hormigón mientras que pocos años después, en los años 20 de este siglo, se da un paso decisivo para la industria del hormigón, apareciendo las primeras centrales de hormigón preparado, si bien en España no aparecen hasta la década de los años 60s.

La fuerte crisis de los años 30 y la posterior guerra mundial representan un parón en el desarrollo de nuevos hormigones. En la lenta recuperación posterior, en la que la mano de obra es barata y el material escaso, es una buena oportunidad para desarrollar el ingenio. En dicho período y gracias al genio creativo de Nervi y otros arquitectos e ingenieros, se hacen interesantes realizaciones con ferrocemento, cerámica armada y materiales similares.

La reconstrucción de los años posteriores (décadas del 50 y 60) supone una consolidación de algunos de los hormigones y procedimientos anteriormente aparecidos o bien la aparición de nuevos hormigones. Así, en dicho período se incorporan los polímeros a los hormigones, dando lugar a las distintas familias de hormigones con polímeros. A ese mismo período corresponde la potenciación y desarrollo de hormigones especiales, tales como: hormigón con fibras, hormigones con áridos ligeros de arcillas expandidas y otros. Las ideas bases de algunos de ellos corresponderán a etapas anteriores si bien es en este período donde alcanzarán su mayoría de edad.

Cuando la etapa de desarrollismo (cantidad) se va cubriendo, existe una evolución de la conciencia social sobre la calidad de vida, siendo cada vez más exigente. A este período,

décadas 70 y 80, corresponden tres ideas básicas: estética, durabilidad y ecología. Para dar respuesta a la estética, se desarrollan numerosas aplicaciones de hormigones vistos, especialmente en el campo de la edificación, lo que supone la incorporación de pigmentos, y otros avances dentro del propio proceso constructivo. Desde el punto de vista de durabilidad, este período se caracteriza por un incremento de los requisitos que favorecen la durabilidad del hormigón convencional y por la potenciación del mercado de la reparación y la rehabilitación con la incorporación de nuevas familias de resinas al campo del hormigón.

La conciencia social, preocupada por el impacto ambiental que producen muchos residuos, ejerce una presión favorable a la colocación de filtros en numerosas chimeneas de distintos hornos. Ello ha permitido la recogida de diferentes subproductos industriales, tales como: las cenizas volantes o el humo de sílice. El almacenamiento de estos subproductos podría dar lugar a un nuevo tipo de impacto ambiental, por lo que se ha buscado distintas soluciones para reciclar estos residuos. Entre ellas, algunos se sitúan en el campo del cemento y el hormigón obteniéndose: nuevos tipos de cementos, hormigones con un amplio abanico de adiciones, hormigones de alta resistencia.

Algunos de estos materiales, incorporados en procesos constructivos extrapolados de otras técnicas, han dado lugar a hormigones secos compactados con rodillos de gran uso, hoy en día, en la construcción de pavimentos y de presas.

Por último, cabe señalar que la mayor incidencia que tiene la industria química en la construcción de estructuras de hormigón está abriendo vías a nuevos hormigones o bien a una mejora muy significativa de las prestaciones de hormigones convencionales, flexibilizando el sistema de puesta en obra. Todo ello, tanto para obra nueva como para actuaciones en el mantenimiento de las estructuras existentes.

2.2.- Los inicios de los hormigones especiales en la ETSICCP de la UPC

La historia de los hormigones especiales en la UPC tiene diferentes vertientes, que se comentan a continuación. Tras la presentación de mi tesis doctoral en abril de 1980, desanimado por unas condiciones muy complejas (cambio de lenguaje, utilización de fichas, ordenador central en rectorado, 3 días de respuesta por cada pasada, etc,) me planteé un cambio de línea, para incidir en temas de tecnología de los hormigones. Para ellos propuse un curso sobre hormigones especiales al que se invitó a las primeras espadas del país en ese momento y temas: Manuel Elices (UPM), Alfredo Páez (UdC), Manuel Fernández Cánovas (IETcc-UPM) y otros. Dicho curso se celebró con gran éxito de asistentes (53) y de participación, en la ETSICCP de Barcelona en mayo de 1981 y a la larga resultó determinante en la trayectoria posterior, por tres razones:

1º. Manuel Elices contribuyó con una conferencia sobre el comportamiento del hormigón y el acero a temperaturas criogénicas. En aquel momento era el coordinador del Programa General del Conocimiento de I+D+i de la CICYT, animando a presentar algún proyecto en la siguiente convocatoria

2º. Alfredo Páez ensalzó las posibilidades de futuro de lo que él llamaba Hormigones polimerizables.

3º. Permitió conocer a profesores de universidad, profesionales y jóvenes dispuestos a hacer la tesis, entre los que se encontraba Juan Eugenio Cañadas, que posteriormente desarrollaría la 3ª tesis doctoral [3] que dirigí.

Como consecuencia de la oferta de Manuel y el entusiasmo de Alfredo, un pipiolo como yo se lanzó a presentar un proyecto de I+D, para la convocatoria de la CAICYT del año 1981 sobre Hormigones de polímeros, como coordinador del mismo con la participación de profesores de nuestra Escuela (Juan Murcia) y profesores expertos en polímeros, de la ETSI Industriales de Barcelona. La iniciativa salió aprobada, siendo una de las primeras de nuestra universidad y constituyendo una llave que abrió puertas en posteriores proyectos de otros tipos de hormigones. Sobre esta temática se desarrolló la 2ª tesis doctoral que dirigí [4].

El éxito inicial del curso dio paso a una asignatura optativa del curso 1981-1982 sobre Hormigones Especiales, la cual se consolidó con los años para alternarse o dar en paralelo con otra asignatura titulada Construcciones especiales. Con los años se fue adaptando a los cambios en los planes de estudio, pero siempre con un grado de aceptación elevado por parte de los alumnos. De hecho, este curso, junto con el profesor Luis Agulló, le impartimos en diversas universidades de latinoamérica. Estas asignaturas con nombres actualizados se mantienen a nivel de master en la actualidad, siguiendo con un elevado nivel de aceptación y asistencia.

En paralelo, el impulso de los hormigones especiales, tanto desde el punto de vista de investigación como de docencia, fue en aumento en diversas universidades, especialmente en el entorno de Escuelas de Ingeniería de Caminos, destacando en esa labor, los profesores Pedro Serna en Valencia y Manuel Fernández Cánovas en Madrid, a la que con posterioridad se unieron otros y en otros entornos.

2.3.- Los trabajos posteriores con hormigones especiales

Potenciados por el éxito inicial de la línea, esta fue creciendo como una bola de nieve, en diferentes vertientes (docencia, investigación, transferencia y compromiso con el sistema). En docencia porque se continuó con las asignaturas en grado y posteriormente en master, llegando al doctorado y la internacionalización de estos cursos. En esta dirección hay que agradecer a la Generalitat de Catalunya, la concesión de la medalla Jaume Viçens Vives a la innovación docente del año 2008.

Desde el punto de investigación, centrándolo en tesis doctorales, en la tabla 1 se presentan diversos tipos de hormigones en los que se ha trabajado, habiendo sido director o codirector de un total de 56 tesis doctorales, lo que ha dado lugar a numerosos artículos y recibir un elevado número de citas que se traducen en un índice h=54 (Scopus), a lo que habría que incluir 10 patentes, algunas de ellas transferidas.

Asimismo, se remarca algún aspecto de lo que podría representar contribución como compromiso con el sistema (C.S.). También se incluye una columna con el tipo de interlocutor a quien se dirige o apoya el tema, resaltando una importante implicación con el sector privado, sin olvidar el sector público, nacional o internacional. Por último, esa colaboración se aplicado en numerosas obras permitiendo desarrollar una importante labor de ingeniería muy apreciada por los doctorandos.

En definitiva, todo ello se basa en dos palabras clave: equilibrio y convergencia. Equilibrio en cuanto a las actividades principales que debe hacer un profesore en la universidad (docencia, investigación, transferencia y compromiso con el sistema) y convergencia a que las actividades de cada campo converjan en direcciones próximas, para que el vector resultante sea de mayor magnitud.

Todo ello hace que el Curriculum vitae de cada uno de los participantes se enriquezca y sea competitivo para competir en plazas de profesores. La consecuencia es que hay más de 30 profesores en diferentes universidades y países, lo que constituye una red muy tupida de académicos.

Tabla 1. Características de las líneas de actuación

Tipo hormigón	T.D.	C.S.	Empresa/ Administr.	Aplicaciones
H. Masa /HA/HP	14	Acción Térmica	Ministerio/Empresas	Depósitos, CC.NN, Puentes
Morteros/Hormigones S.F.	2	Res. Probl.	T.S.Familia	Morteros y H.A.R.
Polímeros	1	Cansancio	Contactos	---
Porosos	1	Modelos	Investig.	C.N. Ascó
Presas	7	Expansión	Eléctricas	Diversas presas
Altas prestaciones resistencia/durabilidad	4	I+D+i	Construct. Cementeros	Obras pioneras en España (IC y Edificac.)
Hormigones con fibras	9	EHE08 Normativa	Construct.	Dovelas en diversos países. Obras pioneras
Hormigón proyectado	2	CodE21	Construct.	Túneles
Autocompactante	1	Ensayos	Investig.	Aplicaciones en IC
Árido fantasma	-	--	Investig.	Fracaso
Áridos reciclados	3	Innovación	Empresas	A.R. Lavados, escoria blanca, pavimentos
Hormigones conductores	1	I+D+i	Prefabric.	Prefabricados
Hormigones impresos	-	Línea I	Construct.	Obra pionera en España
Sostenibilidad	2	EHE08	Cementeros	Apertura campos

				frontera
Mives	6		Empresas/Administ.	Priorización inversiones y otros entornos
HALF (Premio Construmat)	1	Innovación	MOLINS	Parc Güell/Casa J. Verdaguer
Hormigones biológicos (P.C.)	2	Patentes	Empresa	Anti y pro-crecimiento

T.D.: Tesis doctorales; C.S.: Contribución con el sistema;

3.- SOSTENIBILIDAD

3.1.- La necesidad de medir. El método MIVES

La innovación de los hormigones especiales debe desarrollarse de acuerdo con la creciente sensibilidad de la sociedad en relación a la sostenibilidad. Ahora bien, bajo esta etiqueta hay diferentes vertientes pero, para una implantación práctica y rigurosa es necesario desarrollar métodos de medir la sostenibilidad, es decir, de intentar objetivizar la subjetividad. En la línea de medir (BREEM, LEED, VERDE, HQE, DGNB, CASBEE), los métodos pueden trabajar con variables medibles y/o cuantificables, mezclando variable y atributos. En esta línea existen distintos métodos de decisión multicriterio (MCDM) clásicos y métodos integrados adaptados a la evaluación de la sostenibilidad. Entre ellos, el método Método Integrado de Valor para Evaluaciones Sostenibles (MIVES) [5], que es el que se utiliza en este trabajo en una aplicación práctica de evaluar la sostenibilidad de distintas alternativas de un mismo problema de ingeniería.

El método arranca de un proyecto coordinado[1], con la participación de la UPC, UPV/EHU y Tecnalia, con la posterior incorporación de la UaC en los proyectos posteriores de continuidad. Los resultados de ese proyecto inicial y posteriores han sido de gran éxito habiéndose utilizado en más de 40 tesis doctorales de 5 universidades y en más de 100 artículos en revistas indexadas de alto índice, habiéndose extendido su uso a otros autores [6-7]. Asimismo, se ha utilizado en numerosos ámbitos de proyectos de transferencia de tecnología.

El método MIVES se estructura mediante un árbol de decisión que al incidir en la sostenibilidad se desglosa en tres ramas, con tres niveles: Requerimientos (económicos,

[1] Modelo integrado de cuantificación del valor de un proyecto constructivo orientado a la evaluación de su sostenibilidad. Aplicación a la edificación industrial CICYT (2002 a 2006). Coordinador: Antonio Aguado

ambientales y sociales), criterios e indicadores. En estos dos niveles el desglose puede ser variable, si bien se recomienda no hacer muy frondoso el árbol de decisión, tomando sólo los indicadores que discriminen. En cada grupo homogéneo (a cualquier nivel) se dan los pesos ya sean por asignación directa o por matemática jerárquica (AHP)[8].

Para la evaluación, el método utiliza funciones de valor para medir cada uno de los indicadores en los que se desglosa el árbol. Estas funciones de valor[2] (Ver [9]) se deben establecer a priori y sirven para homogeneizar, variables y atributos, con que se midan cada indicador. En abscisas están las unidades de utilizadas en el indicador, mientras que en ordenadas está una escala de 0 a 1 (0 a 100% de la satisfacción) correspondientes a los grados de satisfacción mínimo y máximo, respectivamente.

Una vez establecidas las bases, el valor del índice de sostenibilidad de las alternativas se obtiene mediante la agregación de la evaluación de los diferentes indicadores (Valor por peso del indicador), criterios (Valor por peso del criterio) y requisitos diferentes (Valor por peso del requerimiento) que se hayan considerado en el árbol de decisión [10]. En general, se supone que las preferencias del tomador de decisiones con respecto a los indicadores son conocidas o pueden estimarse.

3.2.- Caso de estudio

donde

El caso en estudio corresponde a la resolución de un problema común: la cobertura de un polideportivo, mediante diferentes alternativas de cubiertas, por lo que no se incluyen otras partes del edificio del polideportivo. Para ello se estudiaron un total de 444 polideportivos localizados en Cataluña, de las cuales se eligieron las alternativas que se muestran en la figura 1. Todas ellas representan el 72% del total de las cubiertas analizadas. En dicha figura se incluyen los datos de las secciones transversales de cada elemento constituyente. Por otro lado, una ampliación de este caso puede consultarse en [11y 12].

1. Cercha de hormigón armado (CHA)
2. Viga aligerada de hormigón pretensado (VAHP)
3. Viga maciza de hormigón pretensado (VMHP)
4. Cercha metálica inercia constante (CMIC)
5. Cercha metálica peraltada

[2] Exponenciales de 4 parámetros, qué actuando sobre los mismos, se pueden obtener rectas, curvas cóncavas o convexas y funciones en S, tanto crecientes como descendentes.

$$V_{ind} = B\left[1 - \exp\left(-K_i\left(\frac{|X_i - X_{min}|}{C_i}\right)^{P_i}\right)\right] \qquad B = \left[1 - \exp\left(-K_i\left(\frac{|X_{max} - X_{min}|}{C_i}\right)^{P_i}\right)\right]^{-1}$$

(CMPE)
6. Viga de madera (VM)
7. Cercha de madera (CM)

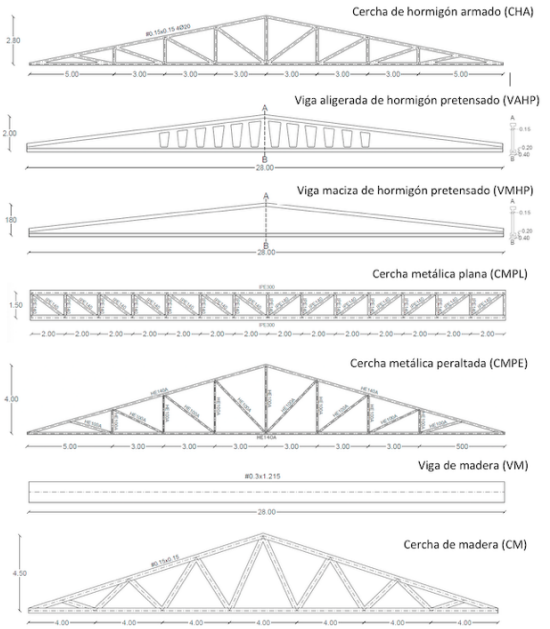


Figura 1.- Alternativas estructurales consideradas para las cubiertas en polideportivos

La Tabla 2 muestra el árbol de toma de decisiones con sus tres niveles correspondientes, así como con los pesos asignados a cada uno de los aspectos. En cuanto a los pesos, estos se asignaron en base a las pautas dadas en publicaciones hechas en el mismo campo y confirmados de acuerdo con los criterios de los expertos. Como puede verse los pesos de cada bloque homogénea suman 100%, tal como se muestra, como ejemplo, en lo sombreado a cada nivel, en la citada Tabla 2.

Tabla 2. Árbol de decisión para obtener el IGS, con pesos asociados a cada rama

Requerimientos	w_r (%)	Criterios	w_c (%)	Indicadores	w_i (%)
R1 Económico	30	C1 Construcción	75	I1 Costes directos	100
		C2 Mantenimiento	25	I2 Costes mantenimiento	100
R2 Ambiental	40	C3 Emisiones	50	I3 Emisiones CO_2	100
		C4 Consumo de recursos	50	I4 Energía	33,3
				I5 Agua	33,3
				I6 Materiales	33,3
R3 Social	30	C5 Percepción	70	I7 Confort usuarios	55
				I8 Adaptabilidad al contexto	15
				I9 Tiempo de construcción	15
				I10 Instalaciones	15
		C6 Seguridad	30	I11 Seguridad en construc.	70
				I12 Seguridad en servicio	30

Requerimiento económico (R1)

El requisito económico (R1), con un peso del 30%, está representado por dos criterios usuales: costes de construcción (C1) y costes de mantenimiento (C2). El primer criterio (C1) con un peso del 75%, está compuesto, en este caso, por un único indicador que incluye los costes directos (I1) (100% del peso) atribuibles al material, al transporte y a la instalación. El segundo criterio con un peso del 25%, (C2 costes de mantenimiento), cubre los costes relacionados con el mantenimiento de la infraestructura a lo largo de la vida útil prevista para la cubierta. Asimismo, en este caso se utiliza un único indicador (I2) con el mismo nombre (100% del peso). No se han considerado reparaciones por acciones accidentales.

Los límites del sistema cubren las siguientes fases: extracción del material y producción, producción de los elementos estructurales, transporte al emplazamiento de construcción, instalación del elemento estructural y mantenimiento básico durante el servicio del elemento. La vida útil previstas para estas cubiertas es de 50 años.

Con el objetivo de evaluar la sostenibilidad de las diferentes alternativas, se establecieron los tres pilares de la sostenibilidad como requisitos: económico, ambiental y social. La definición de los criterios e indicadores para cada uno de los tres requisitos es de gran importancia tanto para la representatividad como para la fiabilidad de los resultados. Por lo tanto, la idoneidad del modelo de evaluación se garantizó mediante la realización de seminarios con expertos a lo largo de varias sesiones, así como mediante la búsqueda de publicaciones de casos de estudios académicos y técnicos en el mismo campo.

Requerimiento ambiental (R2)

El requisito ambiental (R2) con un peso del 40%, se compone de dos criterios emisiones (C3) y consumo de recursos (C4), con el mismo peso del 50%. El objetivo del criterio C3 es favorecer aquellas alternativas con un menor impacto en términos de emisiones de CO_2. Este criterio incluye un indicador, emisiones de CO2 (I3) con peso del 100%, que contribuye al efecto invernadero al absorber y emitir radiación térmica. En el análisis del ciclo de vida, las etapas que se incluyeron fueron: (a) extracción de los materiales, (b) fabricación del elemento, (c) transporte al pabellón deportivo. Con respecto al criterio C4 su objetivo es, por un lado, minimizar el consumo de recursos y, por otro lado, dar cuenta de la posibilidad de reutilización de diferentes materiales, tanto en la etapa de construcción como en la etapa de desmantelamiento.

Para ello, se proponen tres indicadores: energía (I4), agua (I5) y recursos materiales a utilizar (I6). El peso de cada uno de estos indicadores es el mismo (33,33%). La evaluación de los indicadores I4 e I5 es directa y considera las mismas etapas del ciclo de vida que el indicador I3. En cuanto al indicador I6, su objetivo principal es considerar la cantidad de cada material que se utiliza y también las características inherentes. Por lo tanto, para su evaluación se definieron tres subindicadores diferentes: escasez de materias primas, potencial de reciclaje y potencial para el uso de materiales reciclados, calificándose mediante puntuación entre 1 y 3. Para obtener I6, los puntos totales otorgados a cada

subindicador se agregan directamente, dando un número entre 1 y 9 (Ver referencias 11 y 12)

Requerimiento social (R3)

El requisito ambiental (R3) con un peso del 30%, se compone de dos criterios: percepción (C5) con un peso del 70% y seguridad (C6) con un peso del 30%. En primer lugar, el criterio C5 tiene como objetivo medir el grado de adaptación del elemento estructural a su contexto y cómo es percibido por sus usuarios y la comunidad local. Este primer criterio abarca cuatro indicadores diferentes: comodidad del usuario (I7) con un peso del 55%, adaptabilidad al contexto (I8), tiempo de construcción (I9) e instalaciones (I10), estos 3 últimos con un peso del 15% cada uno.

La comodidad del usuario (I7) cubre cuatro áreas: comodidad acústica, esbeltez, calidez del material y luz. Estas áreas fueron elegidas después de la investigación realizada por diversos autores sobre el impacto en la percepción individual de los materiales y las formas. El indicador de la adaptabilidad al contexto (I8), tiene como objetivo medir el nivel en el que un elemento estructural puede personalizarse para adaptarse a las características locales, como el emblema de una región. El indicador (I9), tiempo de construcción, mide el grado en que una mayor duración de un proceso de construcción puede afectar negativamente la forma en que se percibe, y viceversa. El indicador (I10), es una medida de si los elementos de servicio, como las tuberías que deben instalarse en el techo, pueden instalarse fácilmente a través del elemento estructural. Esto se ha considerado por dos razones: en primer lugar, porque puede afectar la estética del interior del edificio; segundo, porque puede introducir dificultades en el proceso de construcción.

El criterio adoptado para la seguridad (C6) con un peso del 30% se compone de dos indicadores: seguridad durante la construcción (I11) con un peso del 70% y seguridad durante el servicio (I12) con un peso del 30%. Debe tenerse en cuenta que la seguridad estructural durante la construcción y el servicio se considera cubierta al aplicar las normas de diseño. En este sentido, todas las alternativas tienen la misma seguridad estructural. Sin embargo, el propósito de estos indicadores es evaluar los riesgos involucrados durante el manejo en las etapas de construcción y servicio de los elementos estructurales. Ambos indicadores se califican en una escala entre 1 y 3 correspondiente a niveles de seguridad bajo, medio y alto

En la tabla 3 se presentan los valores de los diferentes parámetros de las funciones de valor utilizadas para cada indicador, mediante la ecuación del pie de página nº 2. Asimismo, en la tabla 4 se presentan los valores de cada uno de los indicadores correspondientes a las distintas alternativas estudiadas.

Tabla 3.- Valores de los parámetros de las funciones de valor de cada uno de los indicadores

Indicador	Unidad	Xmáx.	Xmín.	C	k	p	Función
I1	€	0	10000	7000	2,5	4	DS
I2	€	0	25	17	2,5	4	DS

I3	kg CO_2	0	13000	6500	0,1	2,5	DS
I4	Mj	0	130000	65000	0,1	2	DS
I5	m^3	0	9	4,5	0,1	2,5	DS
I6	puntos	9	2	1	0	1	CL
I7	puntos	14	4	1	0	1	CL
I8	puntos	3	1	1	0	1	CL
I9	puntos	1	3	1	0	1	DL
I10	puntos	3	1	1	0	1	CL
I11	puntos	3	1	1	0	1	CL
I12	puntos	3	1	1	0	1	CL

DS: Descendente en S; CL: Creciente lineal y DL: Decreciente lineal

Tabla 4.- Valores de cada uno de los indicadores en las distintas alternativas

Indicador	Hormigón			Acero		Madera	
	(CHA)	(VAHP)	(VMHP)	(CMIC)	(CMPE)	(VM)	(CM)
I1	7861,03	6390,19	1449,22	3246,62	2349,25	3144,64	9345,24
I2	5,3	5,3	2,3	14,0	15,5	22,6	19,0
I3	3267,88	2141,93	1478,08	12472,71	8784,79	79,24	367,82
I4	76849,17	73627,58	62803,20	129404,35	91142,16	2770,30	12859,56
I5	1,80	1,66	0,43	8,42	5,93	0,05	0,02
I6	3,5	3,5	5	9	9	4,5	5
I7	10	10	10	10	9	11	10
I8	1	1	1	3	3	1	1
I9	2	2	2	3	3	3	1
I10	1	2	3	3	3	3	1
I11	3	3	1	2	2	1	1
I12	1	1	2	3	3	2	2

3.3.- Resultados

Tal como se ha dicho, los valores de los indicadores para cada una de las alternativas se obtienen mediante la cuantificación de cada indicador (por variables o atributos) y las funciones de valor respectivas, según el proceso que se muestra a continuación

1º. Se obtiene el valor de cada indicador a través de tomar en abscisas los valores que se obtienen de los cálculos y de bases de datos, contrastados y confirmados en el seminario con expertos a través de la función de valor asociada, $I_k = f(x_k)$

2º. Para obtener el valor del criterio es el resultante del sumatorio de los valores de los indicadores por el peso correspondiente (ver tabla zz), mediante la ecuación 1:

$$Cj = \sum_{k=i}^{O} I_k * w_{Ik} \quad \text{[Ec.1]}$$

3º. El valor del requerimiento es el resultante del sumatorio de los valores de los criterios por el peso correspondiente de los mismos, mediante la ecuación 2:

$$R_i = \sum_{j=1}^{N} C_j * w_{Cj} \quad \text{[Ec.2]}$$

4º. El valor del índice global de sostenibilidad se obtiene mediante el sumatorio de los valores de los requerimientos por el peso correspondiente de los mismos, mediante la ecuación 3:

$$IGS = \sum_{i=i}^{M} R_i * w_{Ri} \quad [Ec.3]$$

Estos valores se obtuvieron de bases de datos y seminarios con expertos. Los valores de cada uno de los índices globales de sostenibilidad de las distintas alternativas se muestran en la figura 2. En la misma se han desglosado los valores asociados a cada uno de los requerimientos.

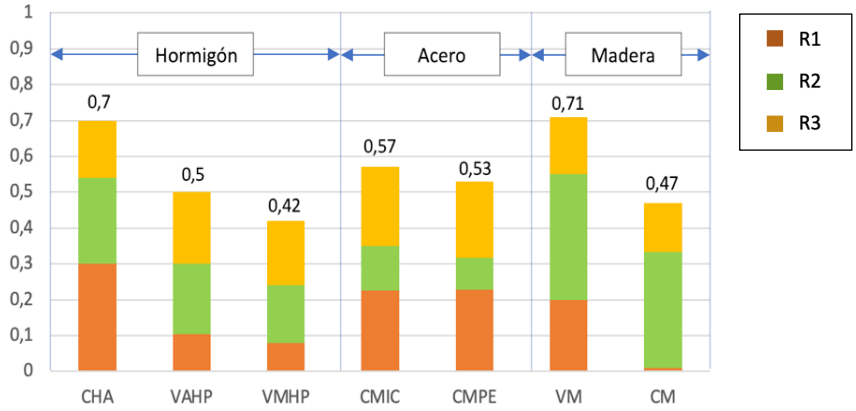


Figura 2.- Valores del índice global de sostenibilidad (IGS) de las distintas alternativas, desglosados por requerimientos

En primer lugar, puede observarse que los costes de la solución de hormigón armado frente a las alternativas de hormigón pretensado son menores (Puntuación más favorable) debido a los costes de materiales y tecnología. Otro aspecto a destacar es que los costos de instalación, transporte y mantenimiento son similares en todas las alternativas.

En cuanto a los requisitos ambientales, las alternativas con madera obtienen los valores más altos, mientras que los más bajos corresponden a las armaduras de acero. A pesar de que el acero es ambientalmente atractivo debido al hecho de que casi la totalidad del material puede ser reciclado, su producción genera una gran cantidad de emisiones de CO_2 y, en consecuencia, ambas alternativas de acero tienen una puntuación muy bajo en el criterio 3. Además, la cantidad de agua necesaria para su producción es relativamente significativa en comparación con la madera y el hormigón.

Finalmente, con respecto al requisito social, ambas armaduras de acero presentan los índices más altos, a pesar de que es necesario enfatizar que en este caso la dispersión del requisito es mucho menor que en los casos económicos y ambientales. Las celosías son los elementos que alcanzan los valores más altos del criterio 5, esto debido al hecho de que estas puntúan más alto en términos de luminosidad en el interior del edificio.

A la luz de los resultados, se observa que las alternativas de solución de viga de madera y cercha de hormigón armado alcanzan valores muy similares (0,71 y 0,70) respectivamente. La solidez de los resultados debe examinarse en vista del hecho de que puede haber incertidumbres en algunos de los resultados. Ello llevó a un análisis de sensibilidad cuyos resultados pueden verse en [11].

4.- CONCLUSIONES

Como conclusiones más relevantes del trabajo se pueden extraer las siguientes

- La definición de hormigones especiales, aparte de innecesaria se entiende tiene un carácter temporal y espacial
- El hormigón es un material en constante evolución presionando sobre las fronteras del conocimiento, que le permite dar respuesta positiva en diferentes ámbitos específicos y que se traduce en lo que denominan hormigones especiales.
- Cada día es más necesario medir la sostenibilidad para avanzar, en dar una respuesta positiva a los retos de futuro
- El método MIVES se ha mostrado como un método muy flexible y preciso para medir la sostenibilidad y ayudar a tomar decisiones.

AGRADECIMIENTOS

Para finalizar quiero expresar mi profundo agradecimiento a todos aquellos, compañeros y alumnos, que me han acompañado en este maravilloso viaje, sin los cuales no hubiese sido posible alcanzar los éxitos obtenidos. Asimismo, agradecer a instituciones y empresas por la confianza depositada en mi persona y en nuestro entorno.

REFERENCIAS

[1] Brundtland, G., 'Report of the World Commission on Environment and Development: Our Common Future'. United Nations General Assembly document. A/42/427. 1987.

[2] Boix-Cots, D., Pardo-Bosch, F., Blanco, A., Aguado, A. and Pujadas, P. 'A systematic review on MIVES: A sustainability -oriented multi-criteria decision-making method'. Building and Environment. Volume 223, September 2022. 109515.

[3] Cañadas, J.E. 'Factores que influyen en la prognosis de la resistencia a compresión del hormigón. Estudio efectuado a partir de las materias primas y condiciones de Cataluña'. E.T.S. Arquitectura Barcelona. U.P.C. 26.06.1989. Directores: J. Margarit y A. Aguado

[4] Velasco, J.M. 'Características mecánicas del hormigón de polímeros con resinas de poliester. Recomendaciones de proyecto'. Tesis doctoral. E.T.S. Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. U.P.C. 29 de septiembre de 1988. Director: A. Aguado

[5] Aguado, A., del Caño, A., de la Cruz, P., Gómez, J. and Josa, A. 'Sustainability assessment of concrete structures. The EHE approach'. Rev. Journal of Construction Engineering and Management. ASCE. Vol. 138 (2): 268-276. (2012)

[6] Gálvez, J. MOCC 'Método integrado de valor para evaluaciones de sostenibilidad (MIVES)'. https://www.youtube.com/watch?v=Q_yC86drC48

[7] Yepes, V. 'Modelo integrado de valor para evaluaciones sostenibles (MIVES)'. https://victoryepes.blogs.upv.es/2022/02/09/modelo-integrado-de-valor-para-evaluaciones-sostenibles-mives/

[8] Saaty, T. 'AHP: The Analytic Hierarchy Process'. McGraw-Hill 1980. Also: Saaty, T. (1977) 'A scaling method for priorities in hierarchical structures'. Journal of mathematical psychology 15,3. pp 234 – 281.

[9] Alarcón, B., Aguado, A., Manga, R. and Josa, A. 'A Value Function for Assessing Sustainability: Application to Industrial Buildings'. Sustainability Vol.3 (2011), no.1: 35-50.

[10] de la Fuente, A. Armengou, J., Pons, O, and Aguado, A. 'Multi-criteria decision-making model for assessing the sustainability index of wind-turbine system: Application to a new precast concrete alternative'. Journal of Civil Engineering and Management. Vol.23, No2, February 2017, pp.: 194-203.

[11] Josa, I.; Pons, O.; de la Fuente, A. and Aguado, A. 'Multi-criteria decision-making model to assess the sustainability of girders and trusses: case study for roofs of sports halls'. Journal of Cleaner Production. Vol 249. March 2020 Art. 119312

[12] Josa, I.; Pons, O.; de la Fuente, A. and Aguado, A. 'Evaluación de la sostenibilidad de diferentes materiales para elementos estructurales de cubiertas'. Hormigón y Acero. Vol 73. Núm. 297. Issue 2. 73-80. Mayo-Agosto (2022).

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Opportunities and challenges in the use of chemical admixtures for sustainable concrete

Marta Palacios

Eduardo Torroja Institute for Construction Science (IETcc-CSIC), Spain

ABSTRACT

Chemical admixtures are essential components of modern concrete, which added in small amounts enhance its fresh and hardened properties. Chemical admixtures play a key role in increasing concrete sustainability [1]. In low clinker concrete, superplasticizers enable us to minimize the water demand while preserving workability and compensate for the decrease of early mechanical properties. While the working mechanisms of superplasticizers in Portland cementitious systems have been deeply studied, they are still poorly understood in blended cements [2,3]. Furthermore, accelerating admixtures have been shown to increase the reactivity of blended cements although again the underlying working mechanisms are not clear [4–6].

This presentation will mainly focus on the progress made over recent years in the understanding of the flow loss in superplasticized low clinker cementitious systems, such as limestone calcined clay cements. It will be highlighted the role of the chemical composition of the pore solution on the colloidal stability of metakaolin suspensions [7]. In particular, previous studies concluded that the simultaneous presence of calcium and sulfate ions led to particle agglomeration and increase of the yield stress. The role of the initial PCE dosage and the increase of the specific surface area due to hydrates formation on the flow loss of limestone calcined clay cements will be discussed [8,9].

Finally, the development of an advanced technology to monitor the impact of accelerating admixtures on the reactivity of both, clinker phases and Supplementary Cementitious Materials (SCMs) will be presented. These technologies are essential to identify more effective activators of SCMs reactivity.

KEYWORDS: chemical admixtures, superplasticizers, low clinker concrete, sustainability

ACKNOWLEDGEMENTS

Author thanks PID2020-115797RB-I00/ AEI/10.13039/ 501100011033 (RHEODUR) and PID2023-149927OB-I00/AEI/10.13039/501100011033 (CONCO2). Nanocem is also thanked for the financial support (Partner Project 11: “SCMs reactivity: advanced methods for new and needed insights”).

REFERENCES

[1] J. Cheung, L. Roberts, J. Liu, Admixtures and sustainability, Cem. Concr. Res. 114 (2018) 79–89. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2017.04.011.
[2] R.J. Flatt, N. Roussel, H. Bessaies-Bey, L. Caneda-Martínez, M. Palacios, F. Zunino, From physics to chemistry of fresh blended cements, Cem. Concr. Res. 172 (2023) 107243. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2023.107243.
[3] L. Lei, M. Palacios, J. Plank, A.A. Jeknavorian, Interaction between polycarboxylate superplasticizers and non-calcined clays and calcined clays: A review, Cem. Concr. Res. 154 (2022) 106717. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2022.106717.
[4] B. Mota, T. Matschei, K. Scrivener, Impact of sodium gluconate on white cement-slag systems with Na2SO4, Cem. Concr. Res. 122 (2019) 59–71. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2019.04.008.
[5] L. Steger, S. Blotevogel, L. Frouin, C. Patapy, M. Cyr, Experimental evidence for the acceleration of slag hydration in blended cements by the addition of CaCl2, Cem. Concr. Res. 149 (2021) 106558. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2021.106558.
[6] K. Hoang, H. Justnes, M. Geiker, Early age strength increase of fly ash blended cement by a ternary hardening accelerating admixture, Cem. Concr. Res. 81 (2016) 59–69. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2015.11.004.
[7] S. Real, P. Bowen, R. Moreno, L. González-Panicello, F. Puertas, M. Hanafi, M. Palacios, Impact of pore solution composition and superplasticizers on the interparticle forces and rheology of metakaolin suspensions, Cem. Concr. Res. 195 (2025) 107901. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2025.107901.
[8] M. Palacios, S. Real, F. Puertas, A. Pachon, M. Roig-Flores, M.C. Alonso, M. Lanzón, Rheology of superplasticized limestone calcined clay cements, in: 16th Int. Congr. Chem. Cem., Bangkok, 2023.
[9] S. Moghul, F. Zunino, R.J. Flatt, Flow loss in superplasticized limestone calcined clay cement, J. Am. Ceram. Soc. 108 (2025) e20344. https://doi.org/10.1111/jace.20344.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Concrete and Prefabrication within the iSCrete Group Past Developments, Ongoing Work and Future Trends

Eduardo S. Júlio

CERIS, Instituto Superior Técnico, University of Lisbon, Portugal.

ABSTRACT

This article starts with an overview of past advances in concrete for the prefabrication sector, highlighting the developments carried out over the past almost 25 years by iSCrete – Innovation in Structural Concrete, integrated in CERIS – Civil Engineering, Research and Innovation for Sustainability. Particular emphasis is placed on the various types of concrete developed to meet the specific requirements of different Portuguese prefabrication companies.

The article then describes a major ongoing project by the iSCrete Group: a new concept for modular precast concrete buildings, aimed at addressing the current housing challenge affecting cities across Europe and beyond.

Finally, the article concludes with a vision for the future, in which modular construction based on prefabricated, robot-produced components is expected to become standard. It emphasises the importance of a holistic approach, integrating all key aspects of design and production, involving all stakeholders, and accounting for diverse geographical contexts.

KEY-WORDS: structural concrete, prefabrication, modular construction.

1.- INTRODUCTION

Concrete is surely the most extraordinary construction material, mainly because it is a(n artificial) stone that can be moulded, as when prepared it is in a 'liquid' state. In addition, its basic constituents are abundant and can easily be extracted or produced, making it affordable. Moreover, when combined with steel reinforcement, the possibilities for structural design are countless. Mainly since the 1980s, significant advances in Concrete Science have been made, increasing exponentially ever since. Different topics, previously unknown, have emerged as priorities, e.g., durability or later on sustainability. New cements and new admixtures have been developed, and new additions have been considered, which have greatly extended the limits of concrete properties regarding (compressive and tensile) strength, durability, density, eco-efficiency, and other properties.

In Portugal, research on Structural Concrete began in the 1950s at LNEC – the National Laboratory for Civil Engineering. In the 1980s, two major research groups in this field were created, at Instituto Superior Técnico (IST) and at the Faculty of Engineering of the University of Porto (FEUP). Later, in the late 1990s and early 2000s, additional groups were established at the University of Minho and the University of Coimbra.

The purpose of this article is not to provide a state-of-the-art review of 'Concrete and Prefabrication' or to summarize the overall Portuguese contribution to the field. Instead, it aims to present the work of iSCrete – Innovation in Structural Concrete, the research group founded and led by the author since 2001. The article illustrates how advances in Concrete Science over the past 25 years have influenced the Group's research, and how, in turn, this research has impacted the Portuguese prefabrication sector.

Section 2 introduces the iSCrete Group. Section 3 provides an overview of the concretes developed by iSCrete for several Portuguese prefabrication companies over the past 25 years, focusing on innovative types of concrete tailored to the specific requirements of new products designed within applied research projects. Section 4 presents a major ongoing project led by the iSCrete Group, which seeks to develop a new concept for modular precast concrete buildings. The project aims to help address the housing crisis affecting many European cities. Finally, Section 5 concludes the article with a vision for the future of the sector, along with suggestions on how best to achieve it. The References section compiles the publications that document the projects discussed throughout the article.

2.- THE ISCRETE GROUP

The iSCrete Group is integrated in the Research Group 6 – Structures and Geotechnics of CERIS – Civil Engineering, Research and Innovation for Sustainability, the largest Portuguese research unit in Civil Engineering, ranked as 'Excellent' by FCT – the Portuguese Foundation for Science and Technology. CERIS was established at the Instituto Superior Técnico (IST) of the University of Lisbon, Portugal, but nowadays it is a truly national research unit, with hubs at Nova University of Lisbon, the University of Coimbra and the University of Aveiro, and counting with many individual researchers affiliated to other Portuguese and foreign universities and polytechnic institutes.

Currently, the iSCrete Group includes the following members with their respective affiliation and expertise: Eduardo Julio (IST) - Chair, André Furtado (IST) - Seismic Engineering, João Firmo (IST) - Fire and FRP, Miguel Lourenço (JSJ) – Project and STM, João Pacheco (CERIS) – 3D Printing, Ricardo do Carmo (IPC) – Cracking and Deformation, Hugo Costa (IPC) – Concrete, and Paulo Fernandes (IPL) – Prestress. It also counts several collaborators, namely Paulo Maranha (ECA) – Project and Prefabrication, Jónatas Valença (LNEC) – Computer Vision, and Ana Sofia Louro (LNEC) – Reinforcements. A special mention is due to the memory of Jorge Lourenço (IPC), who laid the foundations of the Group in Concrete Science.

The iSCrete Group activities include: (i) applied research, addressing low-carbon concrete structures, performance and durability, digitalisation and robotics, prefabrication and rehabilitation, (ii) consultancy and design projects, (iii) knowledge dissemination, mainly through GPBE – the Portuguese Group of Structural Concrete and *fib* – the International Federation for Structural Concrete, and (iv) advanced education, within the scope of BSc, MSc and PhD programmes, as well as seminars and webinars held in Europe, Africa, Asia (notably Saudi Arabia and India), and the Americas (the USA and Brazil).

3.- OVERVIEW OF PAST DEVELOPMENTS

3.1.- White self-compacting concrete

The concept of self-compacting concrete (SCC) emerged in the late 1980s. Then, in the late 1990s, RILEM established a Technical Committee to collate and standardise the findings. In 2000, a state-of-the-art report was published.

In 2000, Eduardo Souto Moura (who in 2011 would become the second Portuguese architect to win the Pritzker Prize) authored the project of the underground parking 'Passeio Atlântico' at the 'Marginal de Matosinhos'. This structure exhibits a set of large-span beams in exposed white concrete prefabricated by Pregaia (Fig. 1). Due to both structural and aesthetic requirements, it was decided to produce the beams in white self-compacting concrete. This study was further developed in the scope of an MSc dissertation [1]. It was presented in both national and international conferences and later published in an international journal [2].

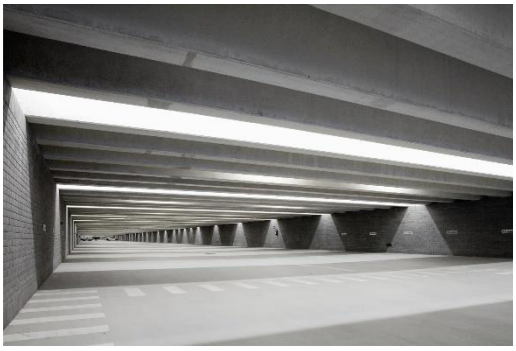


Figure 1. Precast beams in exposed white self-compacting concrete, produced by Pregaia for the underground parking 'Passeio Atlântico', located at the 'Marginal de Matosinhos', a project by Eduardo Souto Moura, officially opened in 2002.

3.2.- High-strength concrete

In the late 1990s, the Group developed a high strength concrete (HSC) with a compressive strength of 100 MPa, which exhibited adequate workability for casting thin RC jackets to strengthen existing RC columns. However, it was not possible to reach higher strengths

without compromising the fresh-state consistency of the concrete. In 2000, third generation superplasticizers were launched to the market, such as SIKA Viscocrete. With these, it was possible to go far beyond the 100 MPa threshold and, at the same time, to reach a fluid consistency in the fresh state.

In the 1980s, Portugal started expanding the highway network, using European Community funds, which was significantly consolidated in the 1990s. A quite large number of overpasses has been built, usually adopting a concrete structure with a box-girder cross-section. At that time, the prefabrication companies competed with on-site construction mainly by presenting alternative solutions with clear advantages in terms of execution time and cost.

Being transportation costs quite significant for precast members, and proportional to their weight, and considering the points mentioned in the previous two paragraphs, the idea of developing large-span (40 m) I-beams in HSC (with a compressive strength higher than 120 MPa), and thus with reduced weight, was proposed as an alternative solution to the current box-girders mentioned above. This project started in 2001 and was funded by and developed with Pregaia within the scope of a PhD thesis [3] (Fig. 2). Meanwhile, Pregaia was acquired by a large Spanish company and the decision to focus its production only on façade panels was made and, as a consequence, these large-span prestressed beams, precast in HSC, were never brought to market. However, the study was presented in several conferences, although it was published in international journals [4-6] only many years later.



Figure 2. Half-scale models of a long-span (40 m) prestressed I-beams precast in HSC: (a) transport to the laboratory; and (b) bending test up to failure [3].

3.3.- Light-weight aggregate concrete

Although studies and even practical applications of (Portland) lightweight aggregate concrete (LWAC) date from early decades of the 20th century, it was only in 2004 that LWAC was explicitly included in Eurocode 2. This boosted the interest in this type of concrete.

With the aim of disseminating this ‘new’ concrete, and to give designers and producers guidelines to formulate LWAC and design LWAC members, the Group published the guide

'Betões de Agregados Leves. Guia para a sua Utilização', edited by APEB – the Portuguese Association of the Ready-Mix Concrete Producers [7].

This topic (LWAC) was further developed within an MSc dissertation [8], and afterwards in the context of a PhD thesis [9], funded by Maxit. Although there are no relevant applications of LWAC by iSCrete Group to any products by the prefabrication sector, several consultancy works have been delivered by the Group, the most recent one in the scope of the new Ferreirinha bridge over the Douro River in the city of Porto.

3.4.- Alkali-activated concrete

The interest in sustainability within the construction industry, and particularly in the concrete sector, has evolved gradually over the past decades. The global environmental awareness started around the 1970s-1980s. In the late 1990s, early 2000s, the concrete sector started focusing on 'green concrete', mainly by studying supplementary cementitious materials (SCMs) like fly ash, and other industrial by-products, aiming at reducing Portland cement content and thus CO_2 emissions.

In the late 1970s, Davidovits proposed the use of geopolymers as an alternative to Portland cement. Although his motivation was not initially sustainability, given that Portland cement is replaced by an industrial by-product, these alkali-activated concretes (AAC) gained new interest in the 2000s.

These AAC draw the attention of iSCrete and, considering the overall awareness for sustainability, particularly by architects and end-users, the Group proposed that Pregaia develop façade panels in AAC, i.e., without Portland cement.

The project 'Eco-Fachada: Painéis de Fachada em Betão Eco-Eficiente de Base Geopolimérica com Incorporação de Resíduos' started in 2010, funded by ANI – the National Innovation Agency. It won the 1st prize 'Inovação na Construção 2014' in the category 'Fachadas' (Fig. 3).



Figure 3. Façade panel in AAC: (a) after casting; (b) flexural test; (c) shear test.

The studies were developed within the scope of a PhD thesis [10] and were disseminated in international and national conferences, as well as in international journals [11,12].

3.5.- Ultra-High-Performance Fibre-Reinforced Concrete (UHPFRC)

3.5.1.- Eco-UHPC

The concept of ultra-high-performance fibre-reinforced concrete (UHPFRC or UHPC), originally called reactive powder concrete (RPC), emerged in the 1990s. The first commercial UHPC, named 'Ductal', was released to the market in 1994 by Lafarge, Bouygues and Rhodia.

In 2010, given the fact that UHPC includes a significantly high Portland cement content, iSCrete decided to develop an 'eco-efficient UHPC'. This study was developed within the scope of a PhD thesis [13]. It was presented at international and national conferences, and published in international journals [14-19].

3.5.2.- Urban furniture in UHPC

Considering the ultra-high properties of UHPC, and knowing the minimalist style of Eduardo Souto Moura, with whom iSCrete and Pregaia had already collaborated, the Group proposed that Pregaia develop extremely slender concrete furniture for urban spaces by this famous architect. The work was developed as 'Hi-Tech-Concrete-Design' project, funded by ANI. It won the 1st Prize 'Innovation in Construction 2014', in the 'Constructive Systems' category, and the 1st Prize 'Novo Banco National Innovation Competition 2014', in the 'Industrial Competitiveness' sector, a highly prestigious award.

Pregaia produced several urban furniture pieces in UHPC for the Lagoa das Sete Cidades, S. Miguel, Azores, Portugal (Fig. 4a). Later on, Eduardo Souto Moura decided to use this UHPC to produce his installation at the Royal Academy of Arts, in London, for the exhibition 'Sensing Spaces' (Fig. 4b), which had a remarkable international impact, reported in several media, including the Financial Times (January 31, 2014).





Figure 4. (a) Urban furniture in UHPC at Lagoa das Sete Cidades, Azores, Portugal; (b) Eduardo Souto Moura posing for photographers in front of his installation at the Royal Academy of Arts in London during the exhibition 'Sensing Spaces' (2014).

3.5.3.- Pre-Shell - Prefabricated Ultra-Thin Concrete Shells

In 2014, iSCrete and UniCamp (Brazil) carried out a joint research project on the structural behaviour of concrete shells. The study examined why these remarkable structures—once designed by outstanding structural engineers such as Heinz Isler, Pier Luigi Nervi, Félix Candela, and Eduardo Torroja—have almost disappeared from contemporary construction. The findings pointed to the extensive labour required to produce the complex moulds and reinforcement needed for such geometries, which today translates into prohibitively high costs.

Aiming at relaunching the concrete shells, a project proposal was prepared, based on the idea of organising the shell into a set of prefabricated modules, to minimize formwork. The modules are assembled *in-situ*, using prestressing to ensure the monolithism of the structure and to reduce shoring to the ground, and adopting UHPFRC, to eliminate ordinary reinforcement.

The project 'Pre-Shell - Prefabricated Ultra-Thin Concrete Shells' was developed with SPRAL between 2019 and 2023, funded by ANI. It addressed several complementary activities that are described in a special issue of RPEE - the Portuguese Journal of Structural Engineering [20] (Fig. 5a). Later, these papers were further improved and published in a thematic issue of the Structural Concrete journal [21] (Fig. 5b). A 1:3 scale model has been produced to be submitted to a seismic test using LNEC's shaking table. A (full-scale) prototype has been produced, transported, and assembled in Ílhavo, Portugal (Fig. 5c).



Figure 5. (a) Cover of the special issue of RPEE dedicated to the project [20]; (b) cover of the special issue of the Structural Concrete journal dedicated to the project [21]; (c) prototype of the Pre-Shell project in Ílhavo, Portugal.

3.5.4.- Super-Skin Concept and MC-Pool

The Group has a vast research work on the bond strength between concrete layers. In the late 1990s, this topic was investigated focusing on existing RC columns strengthened with RC jackets, in the scope of a PhD thesis [22]. Later, the scope was widened to include precast concrete members with cast-in-place concrete layers, also in the context of a PhD thesis [23]. It has been proved that there is a strong correlation between the interface surface roughness and the interfacial bond strength [24], and a quantitative approach was developed, which was adopted in *fib* Model Code 2010. Innovative equipment and an associated method were proposed to measure the roughness and estimate the bond strength [25]. Later, as a result of a third PhD thesis [26], new advances in this topic were proposed [27].

In 2004, driven by the Group's background on concrete-to-concrete interfaces, an innovative durability concept, called 'Super-Skin' (Fig. 6), was proposed. It consists of composite RC members, with a high durability concrete cover and a current concrete core. Later, the idea evolved to use an ultra-high-durability concrete (UHDC) cover. In 2009, the 'Intelligent Super Skin – Enhanced Durability for Reinforced Concrete Members' project was developed, funded by FCT.

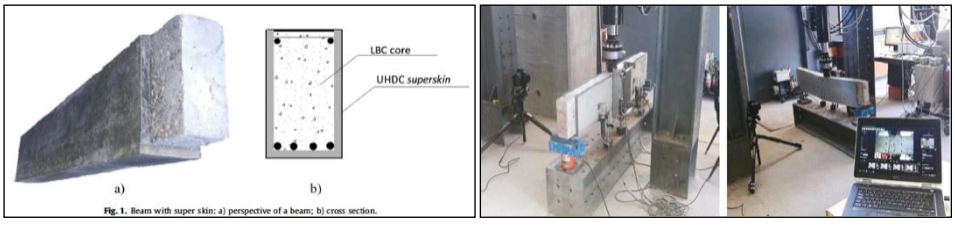


Figure 6. (a) Super-Skin concept applied to an RC beam; (b) and (c) RC beam built according to the Super-Skin project, tested in bending until failure.

This 'Super-Skin' concept was further improved in the scope of a PhD thesis [28], where a UHDC cover is combined with a low-binder recycled aggregates concrete (LBRAC) core [29, 30].

This concept has been applied to Vigobloco double-walls, within the scope of the project 'MC-Pool – Modular Concrete Pool' (Fig. 7), developed between 2017 and 2021, funded by ANI.

With the aim of building concrete pools, in a fast, clean and efficient way, first, modules are defined; then, double-wall elements are precast in high-durability concrete; and finally, these are assembled onsite, reinforcements are placed, and a LWAC core is cast [31].



Figure 7. (a) Bending test setup for a prototype of a double-wall precast in high-durability concrete; (b) assembly of the walls of an 'MC-Pool' on site.

3.6.- Recycled Aggregates Concrete (RAC)

In 2017, the iSCrete Group started the project 'Postejo 4.0: Innovation for Diversification and Export' with Postejo, funded by ANI, with the main goal of improving the production efficiency of poles for low-, medium-, and high-voltage distribution and transmission lines, as well as their eco-efficiency and durability [32].

One of the activities consisted in recycling the production waste that was previously landfilled on the company's premises. Several recycled aggregate concrete (RAC) mixes were designed and characterized, industrial facilities were adapted accordingly (Fig. 8a), and the moulds automated (Fig. 8b). Several prototypes were produced and tested up to failure and numerical analyses were conducted (Fig. 8c). These studies aimed to meet both the project's objectives and expected deliverables, as well as the certification requirements for the new poles.



Figure 8. RAC poles: (a) adaptation of the industrial facilities to incorporate recycled aggregates; (b) automation of moulds; (c) flexural tests and numerical analysis.

3.7.- Additive manufacturing (3D-Printing)

The iSCrete Group is also active in additive manufacturing / 3D-printing [33,34]. Between 2020 and 2023, the Group has developed the project 'LowC-Bionic – Low-carbon concrete structures with organic shapes produced using 3D printers' with SECIL, funded by ANI. The objective was to implement, at a pre-industrial scale, the necessary processes and technologies to produce, using 3D printing, façade panels with complex shapes, while minimising the required amount of material.

During 2022 and 2023, iSCrete developed the project '3DFiber.concrete: Adaptive additive manufacturing of large-scale fibre-reinforced cementitious structures using robotic applications' with AGIX, funded by ANI. The objective was identical to that of the previous project, but focusing on vertical members, such as wind turbine towers, submitted to compression combined with bending. The modules have been produced using 3D-printing (Fig. 9a). To assemble these, and to reach the necessary flexural strength, prestress strands were applied (Fig. 9b). Afterwards, the resulting model of the tower was tested in bending, up to failure (Fig. 9c).



Figure 9. (a) Production of the tower modules using 3D-printing; (b) use of prestress strands to assemble the modules and achieve the required flexural strength; (c) bending test of the model up to failure.

4.- ONGOING WORK

Currently, the Group is leading a major project 'Modular Precast Concrete Buildings', included in 'R2UTechnologies – Modular Systems', the largest project on this topic ever developed in Portugal (24 companies and 21 research centres/universities), funded by PRR - the Portuguese Recovery and Resilience Plan (total funding of € 94.9 M). The project focuses on both multi- and single-family housing (Fig. 10), and student and senior residences.

The importance of the project is noticeable, due to the widespread housing problem that Europe and the rest of the world are facing. The concept is not new, as prefabrication and modular construction have been used previously, e.g., between 1945 and 1955 in the USA to address the post-war housing boom, or in the 1960s in the UK to replace war-damaged housing. However, although it represented a cost-efficient solution, its popularity in the market proved short-lived. There are several reasons for this outcome, such as poor or absent architectural concerns, and the negative reputation prefabrication holds in the construction sector, frequently perceived as unsafe, mainly after the Ronan Point disaster in London in 1968.

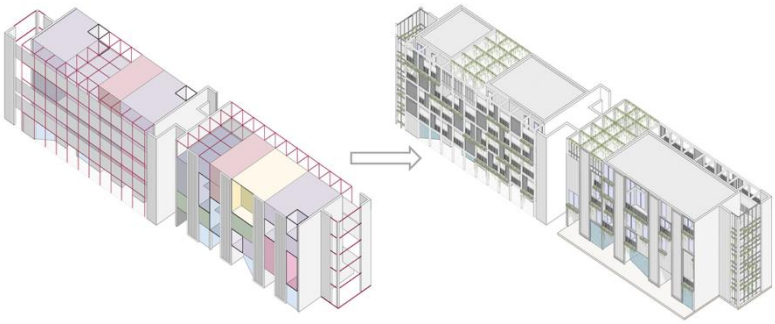


Figure 10. Multi-family residential buildings (up to 6 storeys).

The project 'Modular Precast Concrete Buildings' aims to reinvent this concept, by avoiding the drawbacks that caused its decline in the past while enhancing its positive aspects. A holistic approach has been adopted, based on four pillars – aesthetics, sustainability, efficiency and safety, and organized in 13 complementary activities: (1) Architecture, (2) Prefabrication and Structural System, (3) New types of concrete, (4) Connections, (5) Seismic behaviour, (6) Fire resistance, (7) Installations (hydraulic, electrical, etc.), (8) BIM, (9) Digitisation, (10) Thermal comfort, (11) Acoustic comfort, (12) Indoor Air Quality, and (13) Sustainability. All these activities are being developed in an integrated manner, influencing each other. For instance, the design of the load-bearing walls with thermal insulation takes into account all activities (except 12). Particular relevance is given to connections (Fig. 11), with attention to seismic behaviour, fire resistance, thermal comfort and sustainability, the latter being significantly improved by considering design for disassembly. In fact, one of the requirements is to be able to easily dismantle the structure and reuse its components, especially the load-bearing walls.

In the scope of Activity 3. New Types of Concrete, several cementitious matrices with a reduced clinker content (less than 40%) have already been developed. Incorporation of calcinated clay, recycled cement, limestone filler, and bottom ash has been considered. Fluid concrete with more than 60% clinker replacement, and without significantly compromising the mechanical performance, has been developed using calcinated clay and recycled cement. For these mixtures, the initial strength is compatible with the requirements of the prefabrication process.

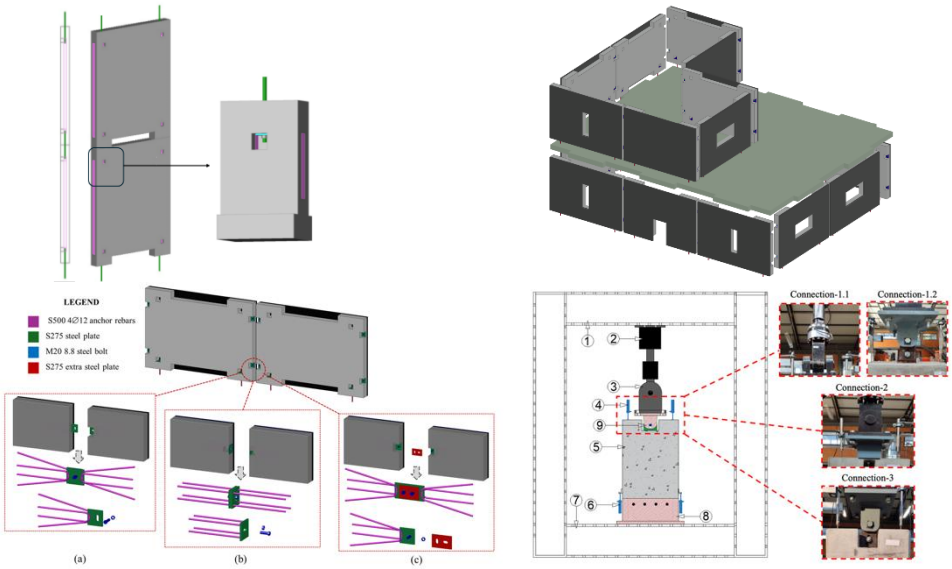


Figure 11. Development and validation of new bolted connections (wall-to-wall) – horizontal and vertical joints.

Due to the page limit and wide scope of this article, it is not possible to describe even briefly the preliminary results of the other activities. However, these have already been presented in a double special session at the *fib* Symposium 2025, which took place in Antibes, France, 16-18 June, 2025, and were included in the corresponding proceedings, such as [35-41]. Next year, a thematic issue of the Structural Concrete journal will present the final results and main conclusions of the project. In addition, a book will be edited with more detailed and in-depth description.

Last, but not least, it is important to mention that the *fib* Task Group 6.12 has been established to address the topic of 'modular precast concrete buildings', involving researchers, designers, precast engineers, and other experts, from different countries (namely Australia, Brazil, Germany, Italy, Japan, Portugal, Sweden, Switzerland, UK). The expected output of *fib* Task Group 6.12 is a 'guide-to-good-practice' for the use of precast concrete modules to build different types of buildings. It will focus on 3D modules, considering two alternative approaches: 3D modules fully produced offsite, and 3D modules assembled onsite using 2D elements produced offsite.

5.- FINAL REMARKS & FUTURE TRENDS

Over the past 25 years, Concrete Science has achieved remarkable progress. The iSCrete Group has developed a wide range of specialised concretes, tailored to the specific needs of several Portuguese prefabrication companies. Applied research projects have addressed

different concrete properties, such as consistency, density, strength, durability, sustainability, and aesthetics, as well as robotic production, and surface restoration.

Looking ahead, the shortage of skilled labour and the growing demand for speed, quality, performance, durability, sustainability, efficiency, and affordability will make modular construction – based on prefabricated, robot-produced components – the standard. Achieving this will require a holistic approach integrating all key aspects of structural design and component production, including aesthetics, flexibility, adaptability, ease of assembly and disassembly, environmental impact, structural safety, and thermal and acoustic comfort. In most cases, fully finished modules will be delivered from the factory, ready for on-site assembly.

To make this vision a reality, and to ensure the holistic approach that integrates all relevant aspects, it is essential to involve all stakeholders. This means engaging researchers, designers, contractors, precast engineers, material suppliers, robotics/automation specialists, regulators, policymakers, and end-users, with the shared goal of establishing clear guidelines for the future.

It is equally important to address different geographical realities. In this regard, *fib* – The International Federation for Structural Concrete – plays a fundamental role through its Commissions and Task Groups. Moreover, *fib* events, including symposia and congresses, provide unique opportunities to exchange knowledge and to strengthen international networks.

ACKNOWLEDGEMENTS

Since this article reflects the author's activity over the past quarter century, he wishes to thank all past and present team members, collaborators, PhD and MSc students, colleagues, project managers, laboratory and IT technicians, and secretarial staff at both CERIS/IST and ISISE/UC for their support and friendship. Special thanks go to the many collaborators who worked with him in the context of GPBE, fib, and beyond. Finally, acknowledgements are due to the prefabrication companies for which much of the applied research was carried out, and to the funding institutions, FCT, ANI, PRR, and others, whose support made these projects possible.

REFERENCES

[1] Dias, N., Betão Auto-Compactável Branco, Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil, especialidade de Ciências da Construção, FCTUC, 2003.

[2] Júlio, E., Dias, N., Lourenço, J., Silva, J., Feret Coefficients for White Self-Compacting Concrete, RILEM, Materials and Structures 39 (5): 583-589, JUN 2006.

[3] Fernandes, P., Vigas de Grande Vão Pré-Fabricadas em Betão de Alta Resistência Pré-Esforçado - Viabilidade, Dimensionamento, Fabrico e Comportamento, Tese de Doutoramento em Engenharia Civil, FCTUC, 2007.

[4] Fernandes, P., Pala, H., Cavaco, E., Tiago, P., Júlio, E., Admixture Tuning for High-Performance Concrete for the Production of Novel Precast Pre-Stressed Long-Span Girders for Highway Overpasses, Wiley, Structural Concrete, 2020.

[5] Fernandes, P., Cavaco, E., Maranha, P., Júlio, E., Flexural Behavior of Slender Long-Span Precast Prestressed High-Strength Concrete Girders, Wiley, Structural Concrete, V. 22, pp. 2272-2288, 2021.

[6] Fernandes, P., Cavaco, E., Carmo, R., Maranha, P., Júlio, E., Long-Term Behavior of Slender Long-Span Precast Prestressed High-Strength Concrete Girders, Structural Concrete, 25, 1571-1589, 2024.

[7] Lourenço, J., Júlio, E., Maranha, P., Betões de Agregados Leves. Guia para a sua Utilização, APEB, 2004.

[8] Costa, H., Composição e Caracterização Mecânica de Betões Estruturais de Agregados Leves, Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil, FCTUC, 2008.

[9] Costa, H., Betões Estruturais de Agregados Leves. Aplicações em Prefabricação e Reforço de Estruturas, Tese de Doutoramento em Engenharia Civil, FCTUC, 2013.

[10] Ferreira, L., Painéis de Fachada em Betão Eco-Eficiente Activado Alcalinamente, Tese de Doutoramento em Engenharia Civil, IST-UL, 2015.

[11] Ferreira, L., Costa, H., Barata, I., Júlio, E., Maranha, P., Coelho, J., Precast Alkali-Activated Concrete Towards Sustainable Construction, Magazine of Concrete Research 66 (12): 618-626, 2014.

[12] Ferreira, L., Branco, F. G., Costa, H., Júlio, E., Maranha, P., Characterization of Alkali-Activated Binders Using the Maturity Method, Elsevier, Construction and Building Materials 95 (1): 337-344, 2015.

[13] Ghafari, E., Design of Eco-Efficient Ultra High Durability Concrete, PhD thesis in Civil Engineering, IST-UL, 2015.

[14] Ghafari, E., Costa, H., Júlio, E., The Effect of Nano Silica Addition on Flowability, Strength and Transport Properties of UHPC, Elsevier, Materials and Design 59 (1): 1-9, 2014.

[15] Ghafari, E., Bandarabadi, M., Costa, H., Júlio, E., Prediction of Fresh and Hardened State Properties of UHPC: Comparative Study of Statistical Mixture Design and an Artificial Neural Network Model, ASCE, Journal of Materials in Civil Engineering 27 (11), 2015.

[16] Ghafari, E., Costa, H., Júlio, E., Statistical Mixture Design Approach for Eco-Efficient UHPC, Elsevier, Cement and Concrete Composites 55 (1): 17-25, 2015.

[17] Ghafari, E., Arezoumandi, M, Costa, H., Júlio, E., Influence of Nano-Silica Addition in the Durability of Ultra-High Performance Concrete, Elsevier, Construction and Building Materials 94 (1): 181-188, 2015.

[18] Ghafari, E., Costa, H., Júlio, E., Critical Review on Eco-Efficient Ultra High Performance Concrete Enhanced with Nano-Materials, Elsevier, Construction and Building Materials 101 (1): 201-208, 2015

[19] Ghafari, E., Ghahari, S. A., Costa, H., Júlio, E., Portugal, A., Durães, L., Effect of Supplementary Cementitious Materials on Autogenous Shrinkage in Ultra-High Performance Concrete, Elsevier, Construction and Building Materials 127 (1): 43-48, 2016.

[20] Júlio, E. (editor), Cascas ultrafinas pré-fabricadas em módulos de UHPC pré-esforçados, Revista Portuguesa de Engenharia de Estruturas, Série III, Número 23, Novembro 2023.

[21] Júlio, E. (editor), Ultra-thin shells built using prefabricated UHPC modules and stabilized by post-tensioning, Structural Concrete journal, Volume 26, Issue 4, August 2025.

[22] Júlio, E., A Influência da Interface no Comportamento de Pilares Reforçados por Encamisamento de Betão Armado, PhD thesis, University of Coimbra, 2001.

[23] Santos, P., *Assessment of the Shear Strength between Concrete Layers*, PhD thesis in Civil Engineering, University of Coimbra, 2009.

[24] Santos, P., Júlio, E., Silva, V. D., Correlation between Concrete-to-Concrete Bond Strength and the Roughness of the Substrate Surface, Elsevier, Construction and Building Materials 21 (8): 1688-1695, 2007.

[25] Santos, P., Júlio, E., Development of a Laser Roughness Analyzer to Predict In Situ the Bond Strength of Concrete-to-Concrete Interfaces, Thomas Telford, Magazine of Concrete Research 60 (5): 329-337, JUN 2008.

[26] Raposo, J., Contributo para o Estudo da Resistência ao Corte Longitudinal da Interface Entre Camadas de Betão de Diferentes Idades, PhD thesis in Civil Engineering, IST-UL, 2021.

[27] Raposo, J., Cavaco, E., Costa Neves, L., Júlio, E., A Novel Roughness Parameter for More Precise Estimation of the Shear Strength of Concrete-to-Concrete Interfaces, Construction and Building Materials, 410, 134146, 2024.

[28] Robalo, K., Contributo para a Sustentabilidade das Estruturas de Betão. Desenvolvimento de Elementos Estruturais em Betão Ecoeficiente com Recobrimento em Betão de Elevada Durabilidade, PhD thesis in Civil Engineering, IST-UL, 2022.

[29] Robalo, K., Costa, H., Carmo, R., Júlio, E., Experimental Development of Low Cement Content and Recycled Construction and Demolition Waste Aggregates Concrete, Construction and Building Materials, Vol. 273, 121680, 2021.

[30] Robalo, K., Carmo, R., Costa, H., Júlio, E., Experimental Study on the Interface Between Low Cement Recycled Aggregates Concrete and Ultra-High Durability Concrete, Constrution and Building Materials, Vol. 304, 124603, 2021.

[31] Carmo, R., Martins, R., Costa, H., Júlio, E., The MC-Pool System: Prefabricated Walls With Enhanced Durability and Eco-Thermo-Efficiency, CEES 2023 – 2nd International Conference on Construction, Energy, Environment & Sustainability, Funchal, Portugal, June 27-30, 2023.

[32] Costa, H., Soldado, E., Antunes, A., Carmo, R., Tiago, P., Júlio, E., Structural Behaviour of Precast Eco-Efficient High-Durability Concrete Poles, CEES 2023 – 2nd International Conference on Construction, Energy, Environment & Sustainability, Funchal, Portugal, June 27-30, 2023.

[33] Soares, A., Rodrigues, A., Costa, H., Carmo, R., Gaspar, F., Júlio, E., Bond Between Layers of Cementitious Mortars Developed for 3D Printing, fib Symposium 2023, Istanbul, Turkey, June 5-7, 2023.

[34] Soares, A., Costa, H., Carmo, R., Rodrigues, A., Gaspar, F., Júlio, E., Comprehensive Design Methodology for 3D Printing Mortars, Construction and Building Materials, 400, 132804, 2023.

[35] Martins, R., Carmo, R., Costa, H., Júlio, E., Furtado, A., Sousa, R., Performance Analysis of Dry Connections in Precast Walls Under Cyclic Tension Loading, fib Symposium, Antibes, France, 16-18 June, 2025.

[36] Martins, R., Carmo, R., Costa, H., Júlio, E., Furtado, A., Sousa, R., Structural Assessment of Bolted Connections under Shear Monotonic Loading Developed for Precast Concrete Walls, fib Symposium, Antibes, France, 16-18 June, 2025.

[37] Furtado, A., Sousa, R., Carmo, R., Júlio, E., Seismic Behaviour of a 6-Storey Precast Concrete Modular Building: Performance Assessment and Parametric Study, fib Symposium, Antibes, France, 16-18 June, 2025.

[38] Furtado, A., Júlio, E., Prefabricated Concrete Modular Buildings: A Renewed Idea to Cope with Current Housing Challenges, fib Symposium, Antibes, France, 16-18 June, 2025.

[39] Hosseini, S., Ribeiro, A., Furtado, A., Sousa, R., Carmo, R., Nunes, M., Rio, P., Júlio, E., Combined Structural-Energy Optimization of Precast Concrete Walls for Modular Buildings, fib Symposium, Antibes, France, 16-18 June, 2025.

[40] Brandão, A., Hosseini, S., Furtado, A., Carmo, R., Sousa, R., Tmava, Y., Detphan, W., Derkowski, W., Júlio, E., Experimental Characterization of the Monotonic and Cyclic Behaviour of a New Dry-Horizontal Joint between Precast Walls, fib Symposium, Antibes, France, 16-18 June, 2025.

[41] Martins, R., Carmo, R., Costa, H., Júlio, E., Furtado, A., Sousa, R., Performance Analysis of Dry Connections in Precast Walls under Cyclic Tension Loading, fib Symposium, Antibes, France, 16-18 June, 2025.

1-LIGANTES DE BAIXO IMPACTO AMBIENTAL
| LIGANTES DE BAJO IMPACTO AMBIENTAL

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Steel slags recovery in a durable and sustainable concrete: the STEELCRETE project

Lara Clerici [(1)], Antonio Conforti [(1)], Alessandro Abbà [(1)], Federica Lollini [(2)] and Flora Faleschini [(3)]

[(1)] University of Brescia, Italy.
[(2)] Politecnico di Milano, Italy.
[(3)] University of Padova, Italy.

ABSTRACT

The production of steel, and consequently steel slag, has grown steadily in recent years, causing problems related to the large amounts landfilled. At the same time, to produce concrete natural resources are being progressively depleted from the natural environment. It is well known that steel slags can be recycled in different applications among which the reuse as fine and/or coarse aggregate for concrete production is of great interest, since it allows to move toward a circular economy in the construction field. The scientific literature offers numerous studies regarding the characterization of concrete with steel slags from both chemical and mechanical point of view, but is rather lacking in terms of durability. This paper presents the project STEELCRETE which aims to study in detail the performances of concrete made replacing natural aggregate with steel slags, with particular attention to durability and sustainability. The success of the project relies on the complementary competences on materials, structures, durability and environmental sustainability of the consortium composed by three partners: University of Brescia, Politecnico di Milano and University of Padova.

KEYWORDS: Durability, Steel slag, Sustainability.

1.- INTRODUCTION

The iron and steelmaking industry represents one of the most fundamental sectors of the global economy. Within this framework, the European Union produces over 160 million tonnes per year (Mt/y) of steel, accounting for approximately 9% of global steel production [1]. Italy plays a significant role as the 11th largest producer worldwide, with an annual production of 24.4 Mt/y. Steel can be produced via two main routes: the first is based on iron ore, while the second relies on recycling steel scrap using the Electric Arc Furnace (EAF) process. In Italy, the EAF route is predominant, covering 81.8% of national steel production [2]. This method offers notable advantages in terms of environmental impact, resource and energy efficiency, and market independence. It is considered more sustainable, with CO_2 emissions of approximately 0.5 t CO_2/t steel, compared to 2 t CO_2/t

steel for the iron-ore-based route [3]. Focusing on EAF technology, the primary by-product is Electric Arc Furnace slag (EAF slag). In Italy, for each tonne of steel produced in an EAF, around 100–150 kg of EAF slag is generated, corresponding to an annual production of approximately 2.1–3.1 million tonnes. Notably, about 12% of this material is still disposed of in landfills.

Electric Arc Furnace Slag is generated during the steel refining stages in the electric arc furnace. Injecting oxygen directly into the molten steel bath promotes the oxidation of impurities present in the charge, which would otherwise degrade the mechanical properties of the final steel. These oxidized compounds react with fluxes (such as lime, dolomite) to form a layer of slag that floats on top of the molten steel due to its lower density. The composition of EAF slag is strongly influenced by the fluxes added during steelmaking, the chemical characteristics of the steel scrap, and furnace-derived impurities. Therefore, the mineralogical and physical properties of EAF slags can vary significantly from plant to plant, also depending on treatment operations such as quenching and cooling. Considering the expected wider adoption of EAF technology and the high volumes of slag produced, identifying alternatives to landfilling for this industrial by-product is of paramount importance.

The literature reports numerous studies focused on characterizing concrete incorporating steel slags from both a chemical and a mechanical point of view, exploring the potential of using EAF slag as a substitute for natural aggregates [4] [5] [6] [7] [8] [9]. The reaction kinetics of cement pastes containing both cement and EAF slag were investigated and the results indicate that the slag exhibits negligible pozzolanic activity [10]. Concrete incorporating EAF slag has shown substantial improvements compared to reference mixtures, with compressive and tensile strength increases of up to 30% [11], and similar enhancements in elastic properties [12]. In term of durability, the research is still limited and sometimes inconsistent, largely due to differences in EAF slag types, porosity, and water absorption characteristics [13]. Conflicting results have been reported regarding carbonation resistance, with some studies noting reduced carbonation depths [14], while others observed increases [15]. Similarly, chloride penetration behaviour has been reported with contradictory findings [16] [17] [18].

Data regarding the corrosion behaviour of steel reinforcement embedded in concrete made with EAF slag are even more limited and mostly concern chloride-bearing environments. Promising results have been reported concerning reinforcement protection in marine exposure conditions [19], whereas other studies [20] suggest that certain types of EAF slag may pose a risk in terms of reinforcement corrosion. Regarding leaching tests, it was found that the release of pollutants is mainly correlated with the chemical composition of the slag [21]. After appropriate slag treatments, metal leaching becomes insignificant, and it appears to decrease further with increasing concrete curing time.

In this context, STEELCRETE project studies in detail the performances of concrete made replacing natural aggregate with steel slags, with particular attention to durability and sustainability. The main goal is to promote the use of steel slag as aggregate in concrete, allowing a reduction in the consumption of natural resources and the valorisation of a material that would otherwise be destined for landfill. This will help to overcome the general scepticism linked to this type of material and to approach this new practice with more confidence. The success of the project relies on the complementary competences on

materials, structures, durability and environmental sustainability of the consortium composed by three partners: Università degli Studi di Brescia, Politecnico di Milano and Università degli Studi di Padova. This project is founded by PRIN 2022 (Progetti di Ricerca di Rilevante Interesse Nazionale) by the Italian Ministry of University and Research and NextGenerationEU (CUP D53C24003800006).

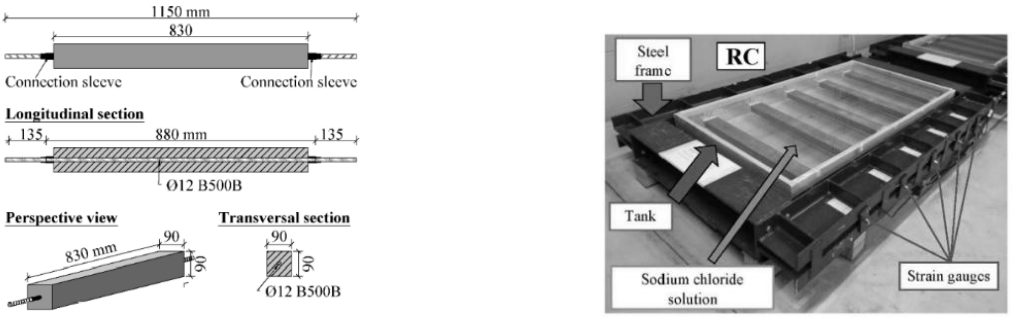
2.- THE STEELCRETE PROJECT

The main goal in this project is to assess the performance of concrete incorporating steel slag in terms of mechanical, structural, and durability properties, including long-term behaviour. At present, systematic data on the durability of such concretes are lacking, and partial safety coefficients have yet to be established. STEELCRETE will address these gaps, investigating the resistance of slag-based concrete to aggressive environments (chloride and carbon dioxide exposure) as well as reinforcement corrosion. Environmental sustainability will also be assessed, considering pollutant release during service life and after recycling, along with potential ecotoxicological impacts. Key project objectives include optimizing concrete mix designs, thoroughly characterising durability and sustainability aspects (including corrosion behaviour of reinforcement), and defining partial safety coefficients to provide designers with practical tools for engineering applications.

In the initial phase, six types of electric arc furnace (EAF) slags from different Northern Italian steel plants will be characterized, considering factors such as scrap type, quenching method, treatment, and iron oxide content. Testing will include water absorption, particle size distribution, clay content, pore structure (mercury intrusion porosimeter), freeze–thaw resistance, leaching, and expansion. Promising slags will then be selected for concrete production, with aggregate gradation optimised to Fuller or Bolomey curves. Concrete specimens will be tested in both fresh and hardened states. Fresh concrete will be evaluated for slump, air content, and density, while hardened properties will include compressive strength, tensile strength, modulus of elasticity, and shrinkage. These results will guide the selection of mixtures for subsequent durability studies.

Tests will include water absorption, carbonation resistance, and chloride ingress resistance. Carbonation will be assessed under both accelerated (3% CO_2) and natural conditions for up to 18 months, using phenolphthalein to measure carbonation depth. Chloride penetration will be evaluated by ponding tests and rapid migration tests after 28-day curing, with initial chloride content quantified. Further pore structure analysis will be performed via mercury intrusion porosimeter and environmental SEM. Freeze–thaw durability will be tested on prismatic specimens through cyclic exposure. Long-term reinforcement corrosion will be investigated under both carbonation-induced and chloride-induced mechanisms. For carbonation-induced corrosion, prismatic specimens with 12 mm rebars equipped with reference and counter-electrodes will be monitored electrochemically during exposure cycles until carbonation reaches the steel, followed by immersion tests. For chloride-induced corrosion, initiation and propagation phases will be studied. Specimens will be immersed in a 3.5% NaCl solution for at least one year after initial curing, with electrochemical monitoring. Additional “tension tie” specimens (Figure 1) will be pre-

cracked and subjected to constant tensile load and wet–dry NaCl cycles for at least 280 days. After exposure, rebars will be extracted and assessed for weight loss, pit depth, and chloride concentration.



(a) (b)

Figure 1. Geometry of tension ties (a); Experimental setup for chloride exposure of reinforced concrete specimens (b).

Sustainability performance will be evaluated through leaching tests on monolithic and cracked specimens, with a 64-day protocol to monitor heavy metals, anions, COD, pH, and electrical conductivity. Ecotoxicity tests will be conducted using Vibrio fischeri, Daphnia magna, and Pseudokirchneriella subcapitata. Cracked specimens will simulate end-of-life conditions after accelerated aging in CO_2. Finally, experimental results will inform the revision and calibration of partial safety factors and probabilistic models, adapting them to the higher variability of slag-based concrete. A Bayesian framework will support the development of probabilistic models for mechanical and durability performance, allowing reliability assessment under ultimate and serviceability limit states, including seismic conditions. The same framework will integrate durability and sustainability indicators for a comprehensive evaluation of STEELCRETE.

2.1.- Ongoing activities

At this stage of the STEELCRETE project, activities are focused on the physical and chemical characterization of six different types of EAF slags, collected from carbon steel electric arc furnace plants in Northern Italy. These materials were sampled in two size fractions (0–4 mm and 8–16 mm). Table 1 and Table 2 show some of their properties.

Table 1. Properties of the six different types of EAF slags: 0-4 mm.

0-4 mm	*Type 1*	*Type 2*	*Type 3*	*Type 4*	*Type 5*	*Type 6*
Specific gravity [g/cm^3]	3.82	3.87	3.86	3.81	3.83	3.90
Water absorption [%]	0.85	-	0.97	1.6	1.37	1.2
Fineness modulus	4.19	4.06	3.31	3.79	4.27	3.08

Table 2. Properties of the six different types of EAF slags: 8-16 mm.

8-16 mm	*Type 1*	*Type 2*	*Type 3*	*Type 4*	*Type 5*	*Type 6*
Specific gravity [g/cm^3]	3.56	3.50	3.53	3.72	3.76	3.87
Water absorption [%]	1.41	-	1.36	0.9	1.68	0.7
Fineness modulus	5.94	5.95	5.94	5.97	5.00	5.95

These analyses include determining water absorption, particle size distribution, clay content, pore structure, and expansion behaviour. In parallel, leaching tests are underway to assess the potential release of pollutants from these materials, providing essential data to evaluate their environmental compatibility. The results of these investigations will support the selection of the most suitable slags to be used as aggregates in the next phases of concrete mix design and mechanical testing.

2.2.-Further steps

Following the ongoing characterization and leaching analyses, the next steps of the STEELCRETE project will involve selecting the most promising slag fractions to be used as fine and coarse aggregates in concrete mixtures. Optimized mix designs will then be developed based on particle size distribution curves, and concrete specimens will be

produced to assess their fresh and hardened properties. Subsequent testing will focus on durability performance (Table 3), including resistance to carbonation, chloride ingress, and freeze–thaw cycles, as well as the corrosion behaviour of embedded reinforcement. These results will form the basis for updating partial safety coefficients and probabilistic models, supporting the goal of providing practical design tools for slag-based concrete solutions.

Table 3. Main experimental tests.

Task	*Objectives*
Optimization of mix design	Definition the exact composition of concrete, measurements of fresh and hardened properties
Durability tests	Evaluate the long-term behaviour of elements made with EAF slag
Leaching test on monolithic and cracked specimens	Explore release of contaminants
Ecotoxicological tests	Study the effect of the release of pollutants on the environment
Reliability analyses and probabilistic models	Satisfy the Ultimate Limit State (ULS) and Serviceability Limit State (SLS) of structures

4.- CONCLUSIONS

This article brings to light an on-going research project on the reuse of EAF slags in concrete in order to help in reducing landfill disposal and supporting the principles of the circular economy. STEELCRETE projects firstly focused on the material characterization of six different EAF slag from northern Italy and then to evaluate how add them in concrete in order to get a durable and sustainable material. Finally, reliability assessment will be done in order to provide design rules to design structural elements using concrete with EAF slag.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors are grateful to Alfa Acciai Spa, Dalmine Spa Tenaris, DI.MA. Srl, Gruppo Pittini, Satex Srl (Arvedi Spa) and Zerocento Srl for providing the EAF slag.

REFERENCES

[1] World Steel Association, Steel Statistical Yearbook, (2021).

[2] Mapelli, C., Dall'Osto, G., Mombelli, D., Barella, S. and Gruttadauria, A., 'Future Scenarios for Reducing Emissions and Consumption in the Italian Steelmaking Industry', Steel research international, (2022).

[3] Brussato, G., 'Idrogeno, rottami e materia prima: gli ostacoli dell'acciaio verde. Energia', (2021).

[4] Manso, J., Gonzalez, J. and Polanco, J., 'Electric arc furnace slag in concrete', Journal of materials in civil engineering, (2004).

[5] Faleschini, F., Fernandez-Ruiz, M., Zanini, M., Brunelli, K., Pellegrino, C. and Hernendez-Montes, E., 'High performance concrete with electric arc furnace slag as aggregate: Mechanical and durability properties', Construction and Building Materials, (2015).

[6] Pellegrino, C., Cavagnis, P., Faleschini, F. and Brunelli, K., 'Properties of concretes with black/oxidizing electric arc furnace slag aggregate', Cement and Concrete Composites, (2013).

[7] Pellegrino, C. and Gaddo, V., 'Mechanical and durability characteristics of concrete containing EAF slag as aggregate', Cement and Concrete Composites, (2009).

[8] Rondi, L., Bregoli, G., Sorlini, S., Cominoli, L., Collivignarelli, C. and Plizzari, G., 'Concrete with EAF steel slag as aggregate: A comprehensive technical and environmental characterisation', Composites Part B: Engineering, (2016).

[9] Piemonti, A., Conforti, A., Cominoli, L., Sorlini, S., Luciano, A. and Plizzari, G., 'Use of iron and steel slags in concrete: State of the art and future perspectives', Sustainability, (2021).

[10] Hekal, E., Abo-El-Enein, S., El-Korashy, S., Megahed, G. and El-Sayed, T., Hydration characteristics of Portland cement - Electric arc furncace slag blends, House and Building National Research Center Journal, (2013), https://doi.org/10.1016/j.hbrcj.2013.05.006.

[11] Faleschini, F. and Pellegrino, C., 'Experimental behavior of reinforced concrete beams with electric arc furnace slag as recycled aggregate', ACI Material Journal, (2013).

[12] Faleschini, F., Santamaria, A., Zanini, M., San Jose, J. and Pellegrino, C., 'Bond between steel reinforcement bars and Electric Arc Furnace slag concrete', Materials and Structures, (2017).

[13] Dong, Q., Wang, G., Chen, X., Tan, J. and Gu, X., 'Recycling of steel slag aggregate in portland cement concrete: An overview', Journal of Cleaner Production, (2021).

[14] Sosa, I., Tamayo, P., Sainz-Aja, J., Thomas, C., Setién, J. and Polanco, J., 'Durability aspects in self-compacting siderurgical aggregate concrete', Journal of Building Engineering, (2021).

[15] Gonzalez-Ortega, M., Cavalaro, S., de Sensale, G. and Aguado, A., 'Durability of concrete with electric arc furnace slag aggregate', Construction and Building

Materials, (2019).

[16] Devi, V., Kumar, M., Iswarya, N. and Gnanavel, B., 'Durability of steel slag concrete under various exposure conditions', Material Today: Proceedings, (2020).

[17] Ting, M., Wong, K., Rahman, M. and Joo, M., 'Mechanical and durability performance of marine sand and seawater concrete incorporating silicomanganese slag as coarse aggregate', Construction and Building Materials, (2020).

[18] Ortega-Lopez, V., Fuente Alonso, J., Santamaria, A., San José, J. and Aragon, A., 'Durability studies on fiber-reinforced EAF slag concrete for pavements', Construction and Building Materials, (2018).

[19] Santamaria, A., Orbe, A., San José, J. and Gonzalez, J., 'A study on the durability of structural concrete incorporating electric steelmaking slags', Construction and Building Materials, (2018).

[20] Netinger, I., Rukavina Jelcic, M., Serdar, M. and Bjegovic, D., 'Tehnicki vjesnik', (2014).

[21] Mombelli, D., Mapelli, C., Barella, S., Di Cecca, C., Le Saout, G. and Garcia-Diaz, E., 'The effect of chemical composition on the leaching behaviour of electric arc furnace (EAF) carbon steel slag during a standard leaching test', Journal of Environmental Chemical Engineering, (2016).

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Hormigón ecológico con sustitución de cemento y áridos por distintos tipos de escorias

María Eugenia Parrón-Rubio[(1)], Francisca Pérez-García[(1)], Khalid Bouchmal[(1)], Maria Antonia Lima-Rodriguez[(1)], Miguel José Oliveira[(2)], José Manuel García-Manrique Ocaña[(1)], María Dolores Rubio Cintas [(3)]

[(1)] Escuelas de Ingenierías Industriales, Universidad de Málaga, Spain.

[(2)] Instituto Superior de Engenharia, Universidade do Algarve, Portugal.

[(3)] Escuela Politécnica Superior de Algeciras, Universidad de Cádiz, Spain.

RESUMEN

Este artículo analiza la fabricación de un hormigón más sostenible mediante la sustitución parcial del cemento Portland y áridos por escorias industriales, concretamente GGBFS (escoria granulada de alto horno) y LFS (escoria de horno de cuchara). El objetivo es reducir el impacto ambiental de la construcción, especialmente las emisiones de CO_2 asociadas a la producción de cemento.

Se elaboraron tres mezclas: una de referencia convencional y dos con un 50 % de sustitución del cemento y del árido medio, variando el contenido de aditivo superplastificante (1 % y 2 %). Se realizaron ensayos de consistencia, resistencia a compresión y flexión, y durabilidad mediante carbonatación acelerada. Los resultados evidencian que la mezcla con 2 % de aditivo alcanzó los mejores valores, con una resistencia a compresión de hasta 77 MPa a los 60 días, superando en más del 40 % al hormigón convencional. Asimismo, las mezclas con escorias presentaron buena trabajabilidad y cumplieron con los requisitos normativos de durabilidad.

Se concluye que la incorporación de escorias industriales como sustitutos parciales en hormigones estructurales es una alternativa viable, tanto desde el punto de vista técnico como medioambiental, favoreciendo la economía circular y la sostenibilidad del sector.

PALABRAS CLAVE: Hormigón ecológico; escorias industriales; sostenibilidad; resistencia mecánica.

1.- INTRODUCCIÓN

La creciente preocupación por el impacto ambiental de la industria de la construcción ha impulsado la búsqueda de alternativas sostenibles en la fabricación de materiales, especialmente en el caso del hormigón. Este material, ampliamente utilizado en todo el mundo, depende en gran medida del cemento Portland como principal aglutinante. Sin embargo, la producción de dicho cemento es una de las mayores fuentes industriales de

emisiones de dióxido de carbono (CO_2) [1], debido al uso de hornos de alta temperatura y al proceso de calcinación de materias primas como la caliza.

En este contexto, surge la necesidad de reducir la huella ambiental del hormigón mediante estrategias como la sustitución parcial del cemento y los áridos por subproductos industriales. Entre ellos, destacan las escorias siderúrgicas, materiales residuales generados en la producción de acero, que presentan una composición rica en óxidos de calcio, silicio, magnesio y aluminio[2], [3]. Gracias a estas características, pueden aportar propiedades cementantes o contribuir a la mejora de la estructura granular del hormigón .

Diversos estudios han demostrado que la incorporación controlada de escorias no solo permite reducir las emisiones asociadas a la producción de hormigón, sino que puede mejorar o mantener sus propiedades mecánicas y de durabilidad, haciéndolo adecuado para aplicaciones estructurales [4], [5], [6], [7]. A pesar de ello, aún existen limitaciones en cuanto a normativas, conocimiento técnico y estudios aplicados, especialmente cuando se trata de sustituir simultáneamente tanto el cemento como los áridos.

Este artículo se enmarca en esa línea de investigación y tiene como objetivo principal evaluar el comportamiento de mezclas de hormigón en las que se sustituyen un 50 % del cemento por escoria de alto horno (GGBFS) y un 50 % del árido medio por escoria de horno de cuchara (LFS), considerando además el efecto del contenido de aditivo superplastificante sobre la trabajabilidad, la resistencia mecánica y la durabilidad. Los resultados obtenidos pretenden aportar evidencia experimental sobre la viabilidad técnica y ambiental de estas soluciones, contribuyendo a una construcción más sostenible y circular.

2.- MATERIALES Y MÉTODOS

Para llevar a cabo el estudio se emplearon materiales convencionales y escorias industriales como sustitutos parciales del cemento y los áridos. Se utilizaron cemento Portland CEM I 42,5 R, áridos naturales de diferentes granulometrías (fino 0–2 mm, medio 0–4 mm y grueso 4–16 mm), agua potable y un aditivo superplastificante en dos proporciones: 1 % y 2 %.

2.1.- Escorias empleadas.

Las escorias empleadas fueron:

- GGBFS (escoria granulada de alto horno), utilizada para sustituir el 50 % del cemento.
- LFS (escoria de horno de cuchara), utilizada para sustituir el 50 % del árido medio.

2.2.- Dosificaciones.

Se diseñaron tres tipos de mezcla de hormigón para comparar el comportamiento del convencional frente a aquellos con sustituciones parciales de cemento y áridos por escorias industriales:

Tabla 1. Dosificaciones de las distintas mezclas

Mezcla	*Relación a/c*	*Cemento*	*GGBFS*	*A. Fino*	*LSF*	*Aditivo*
HC	0,5	100%	0%	100%	50%	1%
S1	0,5	50%	50%	50%	50%	1%
S2	0,5	50%	50%	50%	50%	2%

Todas las mezclas mantuvieron una relación agua/cemento de 0,5. La cantidad total de conglomerante se fijó en 300 kg/m³, y la dosificación de áridos se distribuyó en proporciones de árido fino (15 %), árido medio o escoria (35 %), y árido grueso (50 %).

El amasado se realizó con hormigonera de 15 litros, y se siguieron los procedimientos establecidos por la norma EN 12390-1. Se prepararon moldes cúbicos para compresión, prismáticos para flexión y se emplearon conos de Abrams para el ensayo de consistencia. Las probetas se curaron en agua a temperatura controlada durante 24 h antes del desmoldeo, y hasta los 60 días para los ensayos mecánicos.

2.3.- Ensayos realizados.

Para evaluar el comportamiento del hormigón con escorias industriales se realizaron cuatro tipos de ensayos, siguiendo normativas europeas y españolas:

- **Ensayo de consistencia (trabajabilidad):**

- Se utilizó el cono de Abrams según la norma UNE-EN 12350-2.

- Permitió clasificar la fluidez de cada mezcla según el asentamiento obtenido.

- **Resistencia a compresión**:

- Se ensayaron probetas cúbicas (10x10x10 cm) a 7, 28 y 60 días, según UNE-EN 12390-3 y 12390-4.

- Se determinó la evolución de la resistencia mecánica en el tiempo para cada tipo de hormigón.

- **Resistencia a flexión:**

- Se utilizaron probetas prismáticas (4x4x16 cm) a 28 días, conforme a UNE-EN 12390-5.

- Evaluó la capacidad del hormigón para resistir esfuerzos de tracción indirecta.

- **Ensayo de carbonatación (durabilidad):**

- Se realizó siguiendo la norma UNE 83993-2 con indicador de fenolftaleína.

- Las probetas se expusieron a una atmósfera con CO_2 al 4 % durante 28 días.

- Se evaluó la profundidad de carbonatación para estimar el potencial de protección de las armaduras.

3.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1.- Ensayo de consistencia

Los resultados obtenidos en el ensayo de consistencia fueron los mostrados de en la Tabla 2, y en la Figura 1 se observan los ensayos realizados a las muestras.

Tabla 2. Resultados de consistencia

Muestra	*Asiento (cm)*	*Consistencia*
HC	9	Blanda
S1	3	Plástica
S2	12	Fluida



Figura 1. En orden de izquierda a derecha sería el ensayo de fluidez de las muestras HC, S1 y S2

HC presentó una trabajabilidad media, con un asentamiento de 6 cm.

S1, pese al uso de aditivo, fue una mezcla seca (3 cm de asentamiento), dificultando el llenado y compactación de los moldes. Esto puede deberse al contenido y distribución granulométrica de las escorias, que demandan mayor cantidad de agua o aditivo.

S2, con 2 % de aditivo, alcanzó 12 cm de asentamiento, clasificándose como un hormigón fluido según UNE-EN 12350-2. Esta mezcla fue más homogénea, fácil de trabajar y presentó mejor compactación, lo que influye directamente en la mejora de propiedades mecánicas.

El aumento del contenido de aditivo plastificante es fundamental para mejorar la trabajabilidad en mezclas con alto contenido de escorias, compensando su mayor demanda de agua.

3.2.- Ensayo de resistencia a compresión

En la Figura 2 se muestran los resultados obtenidos en el ensayo de resistencia a compresión:

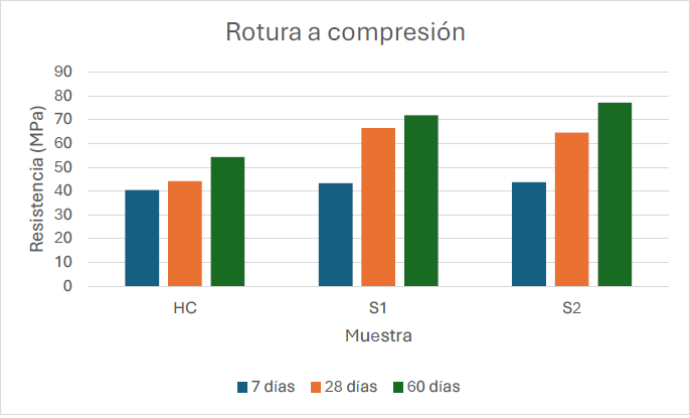


Figura 2. Roturas a compresión de las probetas

- A los 7 días, todas las mezclas mostraron valores similares, lo que indica una activación inicial comparable.
- A los 28 días, las mezclas con escorias (S1 y S2) ya superaban con claridad al hormigón convencional.
- A los 60 días, la mezcla S2 mostró el mejor rendimiento, superando al HC en más del 42 %.

La incorporación de GGBFS como sustituto del cemento, junto con una adecuada cantidad de aditivo, permite una evolución favorable de la resistencia con el tiempo. El efecto puzolánico de la escoria aporta beneficios a largo plazo, y la mejor trabajabilidad de S2

mejora la compactación y reduce defectos internos, lo que se traduce en un hormigón más resistente y homogéneo.

3.3.- Ensayo de resistencia a flexión

En la Figura 3 se muestran los resultados obtenidos de la resistencia a flexión:

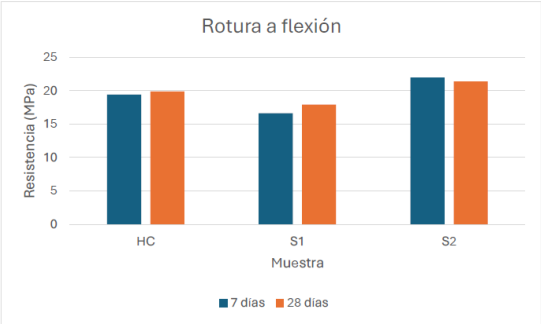


Figura 3. Roturas a flexión de la probetas

- La mezcla S2 alcanzó la mayor resistencia a flexión, superando a la mezcla convencional (HC).
- S1 fue la única que presentó un valor inferior al convencional, posiblemente debido a su baja trabajabilidad, lo que dificultó la compactación y generó porosidades o defectos internos.
- El aumento del aditivo en S2 mejoró notablemente la cohesión y densidad de la mezcla, lo que favoreció su comportamiento frente a esfuerzos de tracción indirecta.

El uso combinado de escorias y un mayor porcentaje de aditivo puede mejorar la resistencia a flexión del hormigón, siempre que se garantice una buena trabajabilidad y compactación. La mezcla S2 demostró que, con una formulación optimizada, las escorias no solo sustituyen eficazmente materiales tradicionales, sino que también pueden mejorar el rendimiento estructural del hormigón.

3.4.- Ensayo de carbonatación (Durabilidad)

El ensayo de carbonatación se realizó para evaluar la **durabilidad** del hormigón ante la penetración de dióxido de carbono (CO_2), factor clave en la protección de las armaduras frente a la corrosión.



Figura 4. Carbonatación de las muestras HC, S1, S2

- Las tres mezclas conservaron un pH superior a 9,5, valor mínimo para garantizar la pasivación de las armaduras.

- La mezcla HC presentó la menor profundidad de carbonatación.

- Las mezclas con escorias (S1 y S2) mostraron una ligera mayor penetración de CO_2, sin llegar a niveles críticos.

Aunque las mezclas con escorias presentan una menor cantidad de hidróxidos libres (al haber menos cemento Portland), todas cumplieron con los requisitos de durabilidad establecidos. La mayor compactación de S2, gracias a su mejor trabajabilidad, ayudó a reducir la porosidad y a compensar la menor alcalinidad, confirmando que las escorias pueden utilizarse sin comprometer la resistencia frente a la carbonatación.

4.- CONCLUSIONES

Los resultados del estudio confirman que la sustitución parcial de cemento Portland y árido medio por escorias industriales (GGBFS y LFS) en mezclas de hormigón es una alternativa técnica y ambientalmente viable. Las siguientes conclusiones pueden destacarse:

1. **Viabilidad técnica**: Las mezclas con escorias, especialmente la que incluye un 2 % de aditivo (S2), alcanzaron resistencias a compresión superiores al hormigón convencional, llegando a 77 MPa a 60 días, lo que representa una mejora del 42 %.
2. **Mejor trabajabilidad**: La mezcla S2 también presentó la mejor trabajabilidad (fluidez), lo que facilitó el moldeado y la compactación, reduciendo defectos y aumentando la calidad del hormigón endurecido.

3. **Durabilidad adecuada**: Aunque las mezclas con escorias mostraron una ligera mayor penetración de CO_2 en el ensayo de carbonatación, todas mantuvieron un pH superior a 9,5, garantizando la protección frente a la corrosión de armaduras.
4. **Reducción del impacto ambiental**: Al sustituir parcialmente materiales vírgenes por subproductos industriales, se reduce significativamente la huella de carbono del hormigón y se fomenta la economía circular.
5. **Recomendación**: Se recomienda el uso de estas mezclas para aplicaciones estructurales de exigencia media, siempre que se optimicen las proporciones de aditivo para garantizar buena trabajabilidad y compactación.

AGRADECIEMENTOS

Esta investigación fue financiada total o parcialmente por la Fundación para la Ciencia y la Tecnología, I.P. (FCT, https://ror.org/00snfqn58) bajo el financiamiento UID/6438/2025 (https://doi.org/10.54499/UID/06438/2025) de la unidad de investigación CERIS.

REFERENCIAS

[1] G. Liu, K. Schollbach, P. Li, and H. J. H. Brouwers, "Valorization of converter steel slag into eco-friendly ultra-high performance concrete by ambient CO2 pre-treatment," *Constr Build Mater*, vol. 280, p. 122580, Apr. 2021, doi: 10.1016/J.CONBUILDMAT.2021.122580.

[2] K. Murari, R. Siddique, and K. K. Jain, "Use of waste copper slag, a sustainable material," *J Mater Cycles Waste Manag*, vol. 17, no. 1, pp. 13–26, Jan. 2015, doi: 10.1007/S10163-014-0254-X/FIGURES/14.

[3] M. D. Rubio-Cintas, M. E. Parron-Rubio, F. Perez-Garcia, A. B. Ribeiro, and M. J. Oliveira, "Influence of steel slag type on concrete shrinkage," *Sustainability (Switzerland)*, vol. 13, no. 1, 2021, doi: 10.3390/su13010214.

[4] M. E. Parrón-Rubio, J. García-Manrique, A. González-Herrera, F. Pérez-García, and M. D. Rubio-Cintas, "Strategies to Incorporate Ground-Granulated Blast-Furnace Slag and Copper Slag into Ultrahigh-Performance Fiber-Reinforced Concrete," *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 34, no. 12, p. 04022338, Sep. 2022, doi: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0004492.

[5] J. M. Manso, J. A. Polanco, M. Losañez, and J. J. González, "Durability of concrete made with EAF slag as aggregate," *Cem Concr Compos*, vol. 28, no. 6, pp. 528–534, Jul. 2006, doi: 10.1016/j.cemconcomp.2006.02.008.

[6] M. E. Parrón-Rubio, F. Pérez-García, A. González-Herrera, and M. D. Rubio-Cintas, "Concrete Properties Comparison When Substituting a 25% Cement with Slag from Different Provenances," *Materials 2018, Vol. 11, Page 1029*, vol. 11, no. 6, p. 1029, Jun. 2018, doi: 10.3390/MA11061029.

[7] A. E. A. E. M. Behiry, "Evaluation of steel slag and crushed limestone mixtures as subbase material in flexible pavement," *Ain Shams Engineering Journal*, vol. 4, no. 1, pp. 43–53, 2013, doi: 10.1016/j.asej.2012.07.006.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Avaliação dos potenciais benefícios da utilização de pó de vidro em substituição às cinzas volantes na produção de betões resistentes aos cloretos

Othon Moreira[(1)], Raphaele Malheiro[(1)] , Carlos Jesus[(1)] e Aires Camões[(1)]

[(1)] Centro de Território, Ambiente e Construção, Universidade do Minho, Portugal.

RESUMO

A substituição parcial do cimento por materiais cimentícios suplementares visa promover o melhoramento de propriedades do betão, como a durabilidade, além dos benefícios ambientais. Estes benefícios estão associados, principalmente, a redução do consumo de cimento e a promoção da economia circular, através da utilização de resíduos. As cinzas volantes (CV) têm sido utilizadas com frequência na produção de betões, em especial nas estruturas inseridas em ambientes sujeitos à ação dos cloretos. Com o encerramento das centrais termoelétricas em Portugal, e previsão de encerramento na União Europeia, é urgente encontrar um material substituto para as CV. O resíduo de vidro destaca-se neste contexto pela sua composição química e elevada disponibilidade. A fim de avaliar o comportamento dos betões com pó de vidro (PV) em ambientes com cloretos foram produzidos betões de referência, com CV (50%) e com PV(50%) com diferentes teores de ligante. Estes betões foram ensaiados aos 28 e 90 dias considerando as seguintes propriedades: resistência à compressão, absorção de água, resistividade elétrica e migração de cloretos. O impacto ambiental destas composições também foi avaliado. Os resultados são promissores. Aos 28 dias os coeficientes de difusão de cloretos dos betões com pó de vidro, independentemente da composição, foram inferiores à referência. Aos 90 dias, os coeficientes foram inferiores também àqueles atingidos pelos betões com CV. Em termos de emissões de $kgCO_{2eq}$, percebe-se uma redução considerável à medida que houve redução no teor de cimento.

PALAVRAS-CHAVE: Betão; pó de vidro; cinzas volantes; cloretos; sustentabilidade.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Hormigón sostenible con incorporación de FCC como sustituto parcial del cemento: evaluación de sus propiedades mecánicas y de durabilidad

María Eugenia Parrón-Rubio [(1)], Francisca Pérez-García[(1)], Maria Antonia Lima-Rodriguez[(1)], José Manuel García-Manrique[(2)], María Dolores Rubio Cintas[(2)]

[(1)] Escuelas de Ingenierías Industriales, Universidad de Málaga, Spain.
[(2)] Escuela Politécnica Superior de Algeciras, Universidad de Cádiz, Spain.

RESUMEN

La industria de la construcción afronta el reto de reducir su huella ambiental, particularmente en lo referente a la producción de cemento Portland, uno de los materiales más utilizados y contaminantes del sector. La valorización de subproductos industriales como los catalizadores de craqueo catalítico fluidizado (FCC), generados por la industria petroquímica, se presenta como una estrategia sostenible alineada con los principios de la economía circular. En este contexto, el presente estudio analiza el efecto de la sustitución parcial del cemento por FCC en mezclas de hormigón sobre las propiedades mecánicas y de durabilidad del material resultante. Se diseñaron y caracterizaron tres dosificaciones: una mezcla de referencia sin FCC, otra con una sustitución del 10% y otra con un 20%. Los ensayos realizados incluyen la determinación de la trabajabilidad mediante el asentamiento, la resistencia a compresión a 7, 28 y 60 días, la resistencia a flexión a 28 días y la resistencia a la carbonatación como indicador de durabilidad. Los resultados indican que la mezcla con 10% de FCC mantiene o mejora las prestaciones mecánicas respecto al hormigón convencional, con una adecuada trabajabilidad y una leve mejora en la compacidad. En cambio, la mezcla con 20% de FCC presentó una ligera disminución en las resistencias, que podría ser corregida mediante ajustes en la dosificación de aditivos. Se concluye que el FCC puede utilizarse de forma eficaz como sustituto parcial del cemento en proporciones del 10%, contribuyendo a la sostenibilidad del sector.

PALABRAS CLAVE: Hormigón sostenible, FCC, propiedades mecánicas, durabilidad, economía circular, reciclaje industrial, subproductos petroquímicos

1.- INTRODUCCIÓN

La transición hacia modelos constructivos sostenibles es un objetivo prioritario a nivel global. Entre los distintos elementos que conforman esta industria, el cemento Portland destaca como uno de los principales responsables del impacto ambiental, dado su

elevado consumo energético y su contribución significativa a las emisiones de CO_2. La producción de unatonelada de cemento genera entre 0.5 y 0.9 toneladas de CO_2, lo que representa entre el 5% y el 8% de las emisiones globales.

La economía circular plantea una alternativa al modelo lineal de producción, promoviendo la reutilización de materiales y la valorización de residuos. En este marco se encuentra el uso de catalizadores FCC, un residuo sólido generado en procesos de refinado de petróleo. Este material, compuesto principalmente por Al_2O_3 y SiO_2, presenta propiedades puzolánicas que justifican su consideración como adición mineral activa en cementos y hormigones.

El objetivo de este trabajo es estudiar el comportamiento del hormigón con reemplazo parcial de cemento por FCC en proporciones del 10% y 20%, evaluando sus propiedades mecánicas y de durabilidad mediante ensayos normalizados. La investigación forma parte de un esfuerzo más amplio por implementar soluciones constructivas con menor huella de carbono, integrando subproductos industriales como componentes funcionales en materiales estructurales.

2.- MATERIALES Y MÉTODOS

2.1.- Caracterización de materiales

El catalizador FCC utilizado procede de una unidad de craqueo catalítico fluidizado de una refinería, y está compuesto mayoritariamente por zeolita Y, aluminosilicatos amorfos y trazas de metales pesados. La composición química muestra un contenido del 51.5% de Al_2O_3 y 44.4% de SiO_2, con una ausencia casi total de CaO. Esta composición permite su actuación como adición puzolánica, reaccionando con el $Ca(OH)_2$ liberado durante la hidratación del cemento para formar compuestos cementantes secundarios.

Para la fabricación del hormigón se empleó cemento Portland CEM I 42.5 R conforme a la norma UNE-EN 197-1. Se utilizaron tres tipos de áridos: fino 0-2 mm, medio 0-4 mm y grueso 4-16 mm. Se incorporó un aditivo superplastificante de segunda generación para controlar la trabajabilidad, con una dosificación del 1% en las mezclas con 0% y 10% de FCC, y del 2% en la mezcla con 20% de FCC.

2.2.- Proporciones y preparación de las mezclas

Las tres dosificaciones preparadas compartieron:

- una relación agua/cemento de 0.5
- una dosificación de áridos de 2074.2 kg/m³ con 15% de árido 0-2, 35% de árido 0- 4 y 50% de grava 4-16.
- una cantidad total de conglomerante de 300 kg/m³ donde el cemento se sustituyó parcialmente por FCC con proporciones de 0% (hormigón

convencional), 10% y 20%.

- Un porcentaje de 1% de aditivo en las mezclas de hormigón convencional y 10% de FCC, y del 2% en la mezcla con 20% de FCC.

Las amasadas se realizaron en un mezclador vertical de laboratorio con capacidad de 15 litros.

Se tomaron muestras del hormigón fresco para evaluar su trabajabilidad, y se moldearon probetas cúbicas de 10x10x10 cm para los ensayos de compresión y prismáticas de 4x4x16 cm para los ensayos de flexión. Las probetas se curaron en agua a 20± 2°C durante hasta 60 días.



Figura 1. Probetas en baño de curado

2.3.- Ensayos realizados

Se llevaron a cabo los siguientes ensayos según normativa vigente:

- Consistencia: ensayo del cono de Abrams (UNE-EN 12350-2).
- Resistencia a compresión: a 7, 28 y 60 días (UNE-EN 12390-3 y 12390-4).
- Resistencia a flexión: a 28 días (UNE-EN 12390-5).
- Carbonatación: ensayo acelerado en cámara con 4% de CO_2 a 28 días (UNE 83993-2).

3.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1.- Trabajabilidad del hormigón fresco

El comportamiento reológico de las mezclas indicó que la incorporación de FCC tiende a reducir la docilidad del hormigón fresco, debido a su alta superficie específica y capacidad de absorción de agua. Sin embargo, el uso de superplastificantes compensó

parcialmente este efecto. El asentamiento fue de 9 cm para la mezcla convencional, 6 cm para FCC-10% y 11 cm para FCC-20%, esta última debido a la mayor cantidad de aditivo.



(a) (b) (c)

Figura 2. Ejemplos de ensayo de cono de Abrams para (a) hormigón convencional, (b) hormigón con sustitución del 10% de FCC y (c) hormigón con sustitución del 20% de FCC

3.2.- Resistencia a compresión





	Resistencia a Compresión (Mpa)		
	7 días	28 días	60 días
Convencional	38,92	41,90	51,94
FCC-10	56,72	57,90	66,38
FCC-20	45,30	46,2	48,146

Figura 3. Muestra de ensayo de compresión para hormigón con sustitución del 10% de FCC y tabla resumen de resultados obtenidos en la campaña de ensayos.

La evolución de la resistencia a compresión muestra que la mezcla FCC-10% supera

ligeramente al hormigón de referencia a los 28 y 60 días (66 MPa frente a 52 MPa a los 60 días), lo que se atribuye a la reacción puzolánica progresiva del FCC y a la mejora de la microestructura. La mezcla con FCC-20% experimentó una reducción de aproximadamente un 10% respecto a la de referencia. La adición de FCC puede modificar significativamente la resistencia a la compresión del hormigón a lo largo del tiempo.

3.3.- Resistencia a flexión

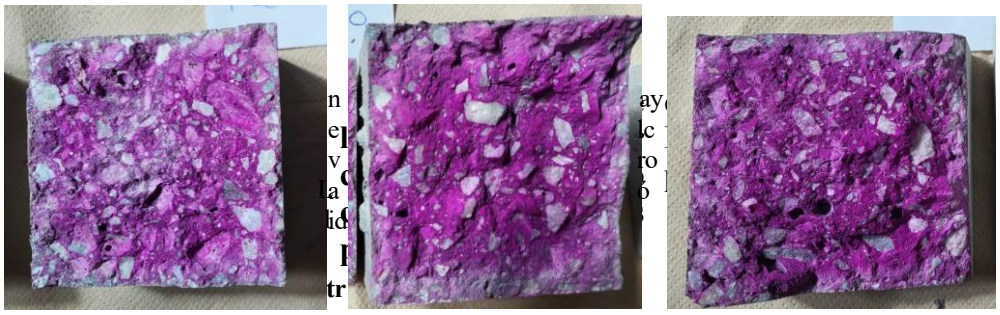


	F uerza (kg)	Tensión (Mpa)
Convencional	484	17,81
FCC-10	601,5	22,13

Figura 3. Muestra de ensayo de flexión para hormigón con sustitución del 10% de FCC y tabla resumen de resultados obtenidos en la campaña de ensayos.

El hormigón con 10% de FCC muestra un aumento significativo en la tensión comparado con el hormigón convencional. La tensión aumentó en un 24% frente al hormigón convencional.

3.4.- Ensayo de carbonatación



(a) (b) (c)

Figura 4. Probeta a los 20 minutos de ser rociadas con el indicador de pH. A) FCC-20; b) FCC-10; c) Convencional.

Como se puede ver en la imagen las probetas con contenido de FCC han sufrido más carbonatación que la de hormigón convencional. Aunque no podemos decir que ninguna de ellas ha llegado a carbonatar completamente. el hormigón con un 20% de FCC carbonata más rápidamente que el que contiene 10% de FCC. El hormigón convencional, en comparación, muestra la velocidad de carbonatación más baja.

4.- CONCLUSIONES

El estudio confirma que el uso de FCC como sustituto parcial del cemento en hormigón es viable técnica y ambientalmente, especialmente en proporciones del 10%. Los principales hallazgos se resumen a continuación:

1. La mezcla con 10% de FCC presenta mejores o equivalentes resultados en resistencia a compresión y flexión que el hormigón convencional.
2. La trabajabilidad puede mantenerse mediante ajustes en la dosificación de aditivos.
3. El comportamiento frente a la carbonatación sigue siendo adecuado para aplicaciones estructurales comunes.
4. La valorización de FCC permite reducir emisiones de CO_2 y residuos industriales, aportando beneficios tangibles a la economía circular.

Como línea futura, se propone estudiar el comportamiento a largo plazo en estructuras reales, así como explorar combinaciones con otras adiciones minerales como escoria de horno alto o ceniza volante.

REFERENCIAS

[1] UNE-EN 197-1: Cementos. Composición, especificaciones y criterios de conformidad.
[2] UNE-EN 12390: Ensayos de hormigón endurecido.
[3] UNE-EN 12350-2: Ensayos de hormigón fresco.
[4] UNE 83993-2: Ensayo de carbonatación en hormigón.
[5] Rubio-Cintas, M. D., et al. "Influence of FCC on mechanical performance of concrete". Sustainability, 2023.
[6] Parrón-Rubio, M. E., et al. "Comparative analysis of industrial by-products in concrete". Materials, 2022.
[7] García-González, J. M., et al. "Microstructural and durability assessment of concrete with FCC additions". Construction and Building Materials, 2024.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Uso Material Residual da Produção de Papel como Substituto Parcial do Cimento Portland na Produção de Argamassas: Um Estudo de Propriedades Mecânicas e Microestruturais

Ariane Roberto Becker [(1)], Ariane Serpeloni Aleixo [(1)] Rosa Cristina Cecche Lintz [(1)] e Luísa Andreia Gachet [(1)]

[(1)] Universidade Estadual de Campinas, Brasil

RESUMO

O concreto é o segundo material mais utilizado no mundo, atrás apenas da água, e sua produção representa um significativo impacto ambiental, sobretudo devido ao uso intensivo de cimento Portland. Esse insumo demanda elevada energia e gera expressivas emissões de CO_2, contribuindo para o aquecimento global. A redução no consumo de cimento é, portanto, uma medida essencial para tornar a construção civil mais sustentável. Embora a substituição de agregados seja prática comum, a utilização de resíduos industriais como alternativa ao cimento ainda é pouco explorada. Neste contexto, o lodo carbonático, subproduto da indústria de papel e celulose, apresenta potencial promissor por suas semelhanças físico-químicas com materiais aglomerantes tradicionais. Este estudo investigou a viabilidade do uso do lodo carbonático como substituto parcial do cimento Portland na produção de argamassas. Foram desenvolvidos traços com substituições de 10%, 20%, 40% e 60% do cimento por lodo, mantendo-se a proporção original de areia. Ensaios de caracterização avaliaram propriedades como trabalhabilidade, resistência à tração e compressão, e módulo de elasticidade. Apesar da redução dessas propriedades com o aumento da substituição, os resultados permaneceram dentro dos limites normativos. Análises microestruturais por MEV e EDS confirmaram o preenchimento de vazios pela ação dos carbonatos, sugerindo benefícios potenciais à durabilidade do material. Conclui-se que o lodo carbonático de cálcio é viável como material substitutivo parcial ao cimento, representando uma alternativa inovadora e ambientalmente vantajosa, além de abrir novas possibilidades de pesquisa no desenvolvimento de materiais sustentáveis para a construção civil.

PALAVRAS-CHAVE: argamassa; sustentabilidade; lodo carbonático de cálcio; resistência mecânica, microestrutura.

1.- INTRODUÇÃO

Em face da intensificação das discussões sobre os impactos ambientais associados às atividades humanas, a construção civil vem sendo desafiada a incorporar práticas sustentáveis em seus processos produtivos. Um dos principais focos de atenção reside na elevada dependência do cimento Portland na composição das argamassas, materiais amplamente utilizados em aplicações de revestimento, assentamento e infraestrutura urbana. De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT [2], as argamassas são definidas como misturas compostas por aglomerantes, agregados miúdos e água, com ou sem a adição de aditivos e/ou adições minerais. Contudo, a produção convencional desses materiais, fortemente dependente do cimento Portland, contribui significativamente para a emissão de gases de efeito estufa, sendo responsável por aproximadamente 7% das emissões globais de dióxido de carbono (CO_2), além de demandar grandes quantidades de energia e recursos naturais não renováveis [7].
Tal realidade contrapõe-se aos Objetivos de Desenvolvimento Sustentável (ODS) da Organização das Nações Unidas – ONU, em especial os ODS 9 (Indústria, Inovação e Infraestrutura), ODS 11 (Cidades e Comunidades Sustentáveis), ODS 12 (Consumo e Produção Responsáveis) e ODS 13 (Ação contra a Mudança Global do Clima) [8]. Nesse contexto, a pesquisa científica assume papel fundamental na identificação de soluções que conciliem desempenho técnico e responsabilidade ambiental. A substituição parcial do cimento por resíduos industriais destaca-se como alternativa promissora, com potencial de reduzir impactos ambientais e promover a economia circular.
Entre os resíduos industriais com potencial de reaproveitamento destaca-se o lodo de carbonato de cálcio, subproduto amplamente gerado no setor de papel e celulose. O descarte inadequado desse material pode ocasionar impactos ambientais relevantes, justificando o crescente interesse por sua reutilização em matrizes cimentícias [5,6]. Nesse sentido, a incorporação do lodo carbonático, também denominado *paper sludge* (PS), em argamassas é apontada como alternativa tecnicamente viável e ambientalmente vantajosa.
O presente estudo tem por objetivo investigar a viabilidade técnica da substituição parcial do cimento Portland pelo lodo carbonático na produção de argamassas. Para tanto, foram realizados ensaios físicos, químicos e mecânicos, com vistas à caracterização do compósito cimentício. Pretende-se, assim, contribuir para a redução do consumo de cimento, fomentar o reaproveitamento de resíduos industriais e alinhar a prática construtiva aos compromissos globais de sustentabilidade.

2.- METODOLOGIA

2.1 Materiais

O principal critério adotado para a seleção do lodo carbonático como material alternativo na formulação de matrizes cimentícias está relacionado à sua composição química e mineralógica. Tal resíduo, oriundo predominantemente da etapa de branqueamento no processo de fabricação de papel, apresenta como constituintes majoritários o carbonato de

cálcio ($CaCO_3$) e o hidróxido de cálcio ($Ca(OH)_2$), ambos amplamente utilizados como insumos na indústria da construção civil.

A presença desses compostos confere ao lodo características físico-químicas compatíveis com materiais aglomerantes, o que o torna potencialmente aplicável como adição ou substituição parcial ao cimento Portland em compósitos cimentícios. Além dos componentes predominantes, podem ser encontrados, em menores concentrações, outros elementos traços, cuja presença varia em função das matérias-primas celulósicas empregadas e das especificidades dos processos industriais utilizados [3]. A composição rica em carbonatos é especialmente relevante, uma vez que esses materiais participam ativamente das reações de hidratação e carbonatação, podendo influenciar tanto o desenvolvimento microestrutural quanto o desempenho mecânico e a durabilidade do compósito final. Nesse sentido, o lodo carbonático destaca-se como um subproduto com potencial para contribuir tecnicamente na formulação de materiais sustentáveis, além de promover a valorização de resíduos sólidos industriais e a redução da dependência de recursos naturais não renováveis.

A forma cristalina do carbonato de cálcio presente na lama pode variar, incluindo calcita, aragonita e vaterita, com a calcita sendo a forma mais comum. Essas diferenças na forma cristalina podem influenciar suas propriedades reativas [5]. A lama de carbonatos exibe características pozolânicas, o que significa que, quando finamente moída e misturada com água, ela pode reagir com o hidróxido de cálcio liberado durante a hidratação do cimento Portland. Essa reação resulta na formação de silicatos de cálcio e aluminatos hidratados, substâncias que contribuem para a resistência mecânica e durabilidade dos materiais de construção [6].

A formulação das argamassas utilizou-se de Cimento Portland CPV (sem adições minerais), agregado miúdo (areia) e lodo carbonático, proveniente de uma empresa produtora de papel localizado na região de Limeira – São Paulo- Brasil; e água. A definição do traço foi feita através por meio de estudo prévio [4], na proporção de 1:3, considerado de uso comum em obras de construção civil para assentamento e revestimento de tetos e paredes. Os traços de argamassas propõem a substituição de Cimento Portland pelo lodo carbonático. A taxa de substituição foi definida de maneira ampla, varrendo comtemplando a maior gama de variações nas propriedades físicas do novo material. Cinco traços foram feitos, o inicial sendo a referência – sem substituições- e quatro com taxas de substituição em volume correspondente a 10, 20, 40 e 60%. A quantidade dos materiais e relação água/cimento nas misturas são apresentados no **Quadro 1.**

Quadro 1. Composições dos traços de argamassa com substituição parcial de Cimento Portland por lodo carbonático, em gramas.

Traço	*Cimento(g)*	*Areia (g)*	*Lodo Carbonático (g)*	*Relação a/c*
PS00	1000	3000	0,00	0,64
PS10	900	3000	7,58	0,64
PS20	800	3000	15,16	0,64
PS40	600	3000	30,33	0,64
PS60	400	3000	45,48	0,64

2.2 Caracterização física das argamassas

Para a caracterização das argamassas desenvolvidas, foram moldados doze corpos de prova prismáticos, com dimensões de 4 × 4 × 16 cm, para cada traço, com o objetivo de avaliar suas propriedades físicas e mecânicas no estado endurecido, aos 7 e 28 dias de cura. O comportamento mecânico foi analisado por meio dos ensaios de resistência à compressão axial e à tração direta [1]. Adicionalmente, com o intuito de caracterizar a microestrutura e validar os resultados mecânicos obtidos, a zona de transição entre os materiais constituintes do compósito foi investigada por meio de microscopia eletrônica de varredura (MEV).

Os ensaios no estado endurecido dos corpos de prova foram organizados em duas etapas principais, correspondentes aos períodos de 7 e 28 dias de cura. Na primeira etapa, aos 7 dias, seis corpos de prova foram submetidos aos ensaios de resistência à tração na flexão e à compressão axial. Na segunda etapa, realizada aos 28 dias, os mesmos corpos de prova foram novamente avaliados utilizando os mesmos critérios de resistência, conforme os procedimentos estabelecidos pela norma ABNT NBR 13279:2005.

3.- RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Resistência à tração e compressão axial

Os valores médios obtido para cada conjunto de corpos de prova para os ensaios de resistência à tração e compressão, aos 7 e 28 dias são apresentados no **Quadro 2**. Os resultados demostram comportamento esperado com relação ao crescimento da taxa resistência a tração e compressão entre os períodos de ensaio,7 e 28 dias, que aumentaram quando completaram o período de cura.

Quadro 2. Média dos valores dos ensaios mecânicos em estado endurecido, de tração e compressão aos 7 e 28 dias.

Argamassa	*7 dias*		*28 dias*	
	Tração média (MPa)	*Compressão Média (MPa)*	*Tração média (MPa)*	*Compressão Média (MPa)*
PS00	6,29	28,83	6,76	34,39
PS10	5,49	21,30	5,79	26,52
PS20	4,52	15,95	4,90	18,57
PS40	2,44	6,81	2,71	8,12
PS60	1,06	2,22	1,08	2,73

A resistência à tração diminui com o aumento do percentual de substituição do resíduo, com redução de até 84,07% no traço PS60 em relação à referência. Isso pode estar relacionado ao impacto do material substituto na hidratação e na microestrutura da argamassa, sendo recomendadas análises como MEV para investigar. As tendências mostram redução da resistência com o aumento da substituição, sendo a queda menos

acentuada aos 28 dias de cura em comparação com 7 dias, indicando que o tempo de cura pode reduzir os efeitos negativos.

Na resistência à compressão axial, observa-se também uma redução progressiva com o aumento da substituição. O traço PS00 apresentou a maior resistência e o PS60, a menor. A tendência de queda aos 28 dias é menos acentuada, sugerindo que o tempo pode mitigar os impactos adversos, o que abre caminho para estudos sobre durabilidade. Substituições moderadas, como nos traços PS10 (queda de 26,09%) e PS20 (39,85%), mantêm parte significativa da resistência, sendo mais viáveis. Já PS40 e PS60 apresentam reduções mais severas, de 63,32% e 66,38%, respectivamente. Ainda assim, os traços são considerados adequados para usos não estruturais, como assentamentos e revestimentos, conforme normas brasileiras.

3.2 Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV)

A investigação da microestrutura da argamassa foi realizada por meio de técnicas de Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) e Espectroscopia por Dispersão de Energia de Raios X (EDS), conduzidas no Laboratório Multiusuário de Microscopia Eletrônica (LAMME) da Faculdade de Tecnologia da Universidade Estadual de Campinas (FT-Unicamp). Para as análises, utilizou-se um microscópio eletrônico de varredura da marca TESCAN, modelo VEGA 3 SEM, operando com feixe de elétrons a 15 kV de tensão, corrente de 500 pA e distância de trabalho de 15 mm.
Na Figura 1 apresenta as imagens obtidas por MEV da amostra de argamassa de referência. Esperava-se identificar, predominantemente, a presença da pasta de cimento e do agregado miúdo. As imagens revelam uma aderência significativa entre a areia e a pasta cimentícia, tornando a zona de transição entre esses componentes praticamente imperceptível. Na menor escala, é possível observar a formação de bastonetes de etringita e fases do tipo C-S-H (silicato de cálcio hidratado), o que evidencia condições adequadas de hidratação da pasta de cimento[11].

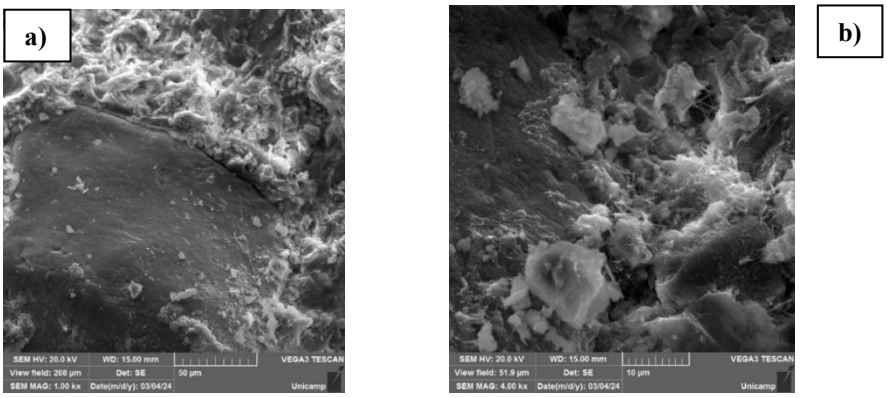


Figura 1. MEV obtido da amostra de referência, PS00, nas escalas de

a)50 μm e b) 10 μm.

Na **Figura 2** apresenta as imagens geradas a partir das amostras com 10 e 20% de substituição de Cimento Portland por lodo carbonático. A presença de lodo carbonático no traço PS10 modifica substancialmente a microestrutura da argamassa, como indicado pelas fibras e partículas observadas, que podem estar atuando como reforço ou como inclusões que modificam propriedades de cura da matriz cimentícia.
A porosidade observada nas imagens demonstra uma matriz homogênea, com zona de transição sem espaçamentos e empacotamento da matriz cimentícia com todos os componentes do traço. A visão microestrutura do traço PS20, com uma ampliação que destaca a interação entre os componentes maiores da mistura.
Nota-se a presença de agregados e as fibras características do lodo estudado, que podem estar contribuindo para a textura e a estrutura geral da argamassa. É possível observar a morfologia dos agregados e o estado da matriz cimentícia que os envolve, denotando uma zona de transição pequena.

A superfície parece rugosa com uma distribuição heterogênea de partículas menores. Na ampliação de 10μm, as características microscópicas, como a porosidade e a ligação entre os componentes da argamassa, são claramente evidentes. A presença dos produtos de hidratação, como a etringita e a formação de CSH são observados.

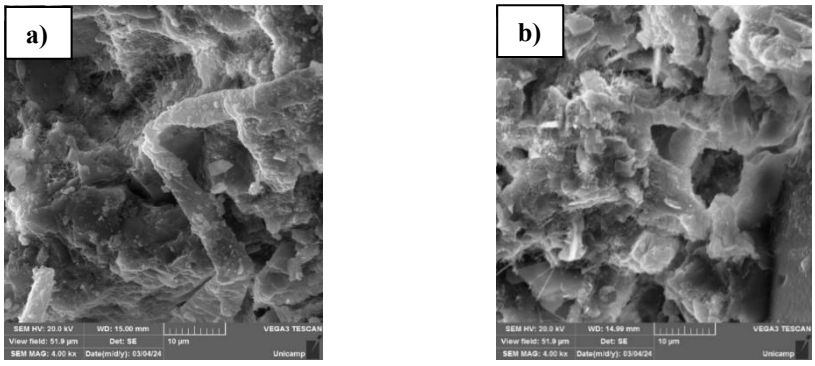


Figura 2. MEV obtido das amostras: a) PS10 e b) PS20, na escala 10μm.

A partir da análise de MEV dos traços PS40 e PS60 (substituição em 40 e 60%) apresentado na **Figura 3**, a presença de diferentes texturas e formações dentro da argamassa indica que o material de substituição está reagindo de maneira complexa com a matriz cimentícia. Essa reação pode ser explorada para desenvolver novas argamassas com propriedades específicas, como maior resistência ambiental ou melhor desempenho na sua durabilidade [10].

É possível ver mais detalhes da interação entre os agregados e a matriz cimentícia, revelando uma superfície mais áspera com várias fases e partículas incrustadas na matriz.

Observa-se uma rica textura fibrosa e detalhes finos da estrutura interna. A presença de fibras ou formações cristalinas sugere uma interação complexa entre os componentes da argamassa. Essas fibras podem ser de origem orgânica ou resultantes de processos de cristalização, ambos influenciando as propriedades mecânicas, especialmente a tenacidade e a resistência à tração.

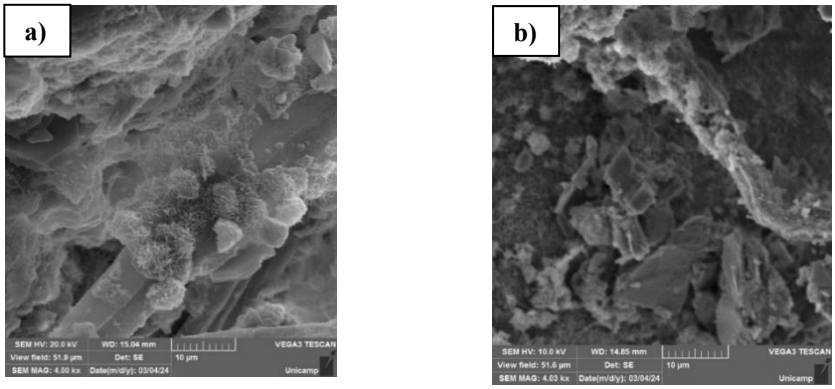


Figura 3. MEV obtido das amostras: a) PS40 e b) PS60, na escala 10µm.

4.- CONCLUSÕES

Os resultados obtidos neste estudo demonstram o potencial do lodo carbonático, resíduo da indústria de papel, como substituto parcial viável ao cimento Portland na produção de argamassas para aplicações não estruturais, mostram-se os principais pontos:

- A substituição parcial do cimento Portland pelo lodo carbonático contribui para a sustentabilidade da construção civil ao reduzir as emissões de CO_2 e o consumo de recursos naturais.

- Substituições de 10% e 20% mantêm resistências mecânicas (compressão e tração) razoáveis e compatíveis com normas brasileiras para usos não estruturais, como revestimentos e assentamentos. A cura de 28 dias mostrou mitigação parcial da perda de resistência, sugerindo que a hidratação prolongada pode melhorar o desempenho dos traços com substituições mais altas.

- A presença do lodo modificou a microestrutura da argamassa, com evidências de formações cristalinas e fibras que interagem com a matriz cimentícia.Há redução de porosidade e boa adesão entre pasta e agregados nos traços com a substituição do Cimento Portland pelo lodo carbonático, o que colabora para a integridade do compósito.O lodo carbonático demonstra potencial promissor como insumo alternativo, especialmente em aplicações com exigência mecânica reduzida.

AGRADECIMIENTOS

Este trabalho foi financiado pelas agências brasileiras de pesquisa: CAPES - Código Financeiro 001, CNPq - proc. 402704/2023-1 e **proc.** 309102/2023-5 e FAPESP proc. 2021/11380-5, 2022/08986-1, 2023/05479-4. Os autores também agradecem à equipe do Laboratório de Materiais e ao programa de **Pós-graduação** da FT-Unicamp.

REFERÊNCIAS

[1] ABNT NBR 13279, Argamassa para assentamento e revestimento de paredes e tetos – Determinação da resistência à tração na flexão e à compressão, Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), Rio de Janeiro, 2005.

[2] ABNT NBR 13281-1, Argamassas inorgânicas — Requisitos e métodos de ensaios. Parte 1: Argamassas para revestimento de paredes e tetos, Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), Rio de Janeiro, 2023.

[3] Batista, L.S., Santos, D.F., Lima, F.M. and Monteiro, L.B., 'Alternative materials in cementitious composites for noise control', ACI Materials Journal, (2022).

[4] Becker, A., Tieme, C., Lintz, R. and Gachet, L., 'Study of mechanical, acoustic, and microstructure properties of lightweight mortars produced with expanded clay', Materials Today: Proceedings 65 (2022) 1222–1229.

[5] Benini, G.L., Fröhlich, J., Brehm, F.A., Kulakowski, M.P., Miranda, L.A.S. and Modolo, R.C.E., 'Avaliação do potencial de valoração da lama de carbonato de cálcio como coproduto em diferentes setores', Revista O Papel 80 (10) (2019) 90–97.

[6] De Azevedo, A.R.G., Alexandre, J., Marvila, M.T., Monteiro, S.N. and Vieira, C.M.F., 'Technological and environmental comparative of the processing of primary sludge waste from paper industry for mortar', (2020).

[7] Ghirardi, G.C. and Senai-Cimatec, 'Avaliação do uso de resíduos da indústria de celulose e papel como agregados em produtos de matriz cimentícia: uma revisão sistemática', (2022).

[8] Juárez-Alvarado, C.A., Magniont, C., Escadeillas, G., Terán-Torres, B.T., Rosas-Díaz, F. and Valdez-Tamez, P., 'Sustainable proposal for plant-based cementitious composites: Evaluation of their mechanical, durability and comfort properties', (2022).

[9] United Nations (UN), Transforming our world: the 2030 Agenda for Sustainable Development, Resolution adopted by the General Assembly on 25 September 2015, A/RES/70/1. Available at: https://sdgs.un.org/2030agenda. Accessed on: 28/05/2025.

[10] WINTER, N.B. Understanding Cement: An Introduction to Cement Production, Cement Hydration and Deleterious Processes in Concrete. 181 p. Editora WHD Microanalysis Consultants. 2009.

[11] WINTER, N.B. Scanning Electron Microscopy of Cement and Concrete. 192p. Editora WHD Microanalysis Consultants. 2012.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Study of mechanical performance and feasibility of including clayey materials as binders in cement-based materials

Rosales, Manuel [(1)]; Moreno, S., Rosales, Julia [(1)]; Díaz, José Luis [(1)]; Agrela, Francisco [(1)], Rodríguez, Reinier [(1)], Martirena, F. [(2)]

[(1)] Area of Construction Engineering, University of Cordoba, Cordoba, Spain
[(2)] Universidad Central "Marta Abreu" de las Villas, Cuba

*Corresponding author: mrosales@uco.es

ABSTRACT

This work studies the suitability of the use of clayey wastes and clays, both calcined and uncalcined, for inclusion as binders in cement-based materials. The materials included are Mixed Recycled Aggregates (MRA) with high ceramic content, ceramic waste, bricks with high kaolin content, natural clay and calcined clay. All materials were micronised to achieve a particle size similar to cement. All mixtures including clay phases are compared with conventional mixes of cement-based materials. The mixes are studied in terms of mechanical performance, density, water absorption and accessible porosity, as well as including a physico-chemical characterisation of the clay dust. The previous characterisation study includes X-ray fluorescence and diffraction, laser granulometry, pozzolanic activity (Frattini) and thermogravimetry. To evaluate the cementitious capacity of these alternative materials, mortar mixes were made with 75% CEM I 52.5, 25% clayey powder. The comparison with conventional cement-based materials is carried out on two mixes, comprising 100% CEM I 52.5 and CEM I 52.5 + Limestone Filler at 25%.

KEYWORDS: Clayey nature materials, Alternative SCM, Mortar mixtures, mechanical performance.

1.- INTRODUCTION

It is a primary objective of our society to mitigate CO_2 emissions in order to reverse climate change due to the greenhouse effect. Studies determined that 40% of greenhouse gas emissions are attributed to the four major industries, which are the chemical and petrochemical industries, cement manufacturing, steel industries and power generation plants [1]. Particularly construction, especially cement production, is the field where most CO_2 is emitted into the atmosphere, data derived from the study carried out by Afif et al. [2]. Studies have found that the country with the highest cement production, as of 2019, is China, accounting for 56.1% of the world's production [3]. 0.8 tons of CO_2 is emitted to produce one ton of cement.

The use of common supplementary cementitious materials is commercially widespread. Fly ash, limestone filler, blast furnace slag, silica fume, etc. are used as additions to cement. There is widespread scientific activity to develop alternative supplementary cementitious materials, mainly derived from waste. The use of mixed recycled aggregate dust or biomass bottom ash dust was studied [4] obtaining mortar mixes reaching 45MPa at 25% cement substitutions with both materials combined.

The use of powder derived from bricks and ceramics has been studied in the past with positive results [5] This research group went as far as replacing 40% of cement with brick-derived powder, with satisfactory results. Other mortar studies with cement replacement ratios of 5%, 10%, 15% and 20% by brick dust . [6]. One quality that cement-based materials acquire when brick and ceramic dust is included is the ability to withstand sulphate attack. The drop in compressive strength of conventional mortar when attacked by sulphates is 12.3% when 20% cement is replaced by brick dust, the drop in mechanical strength is 2.3%.

The heat treatment directly affects the cementitious capacity obtained from the clays. One study [7] determines that calcination of clays at 800ºC increases their cementitious capacity considerably. It is important to note that by calcining the clays at 900ºC the compressive strength of the mortars drops by 10% with respect to the mortar made with clay powder calcined at 800ºC.

2.- MATERIALS

In the research covered by this article, 6 types of powdered materials of recycled or clayey nature and 2 conventional cements were included. The recycled materials are the mixed recycled aggregate, the ceramic fraction derived from the mixed recycled aggregate, kaolin bricks, common clays and common calcined clays. The characterisation of the powders is presented in table 1.

To obtain the SCMs, the raw materials, both from the MRA and the ceramic frac-tion, were processed. First, the material was subjected to the jaw crusher. The crushed material was then fed into the MicroDeval impact mill with an abrasive load of steel balls. If the material is calcined, as is the case with pClay800 and pClay900, this material was placed in an electric furnace at 800ºC or 900°C for 4 hours. Finally, all powders are sieved, both calcined and uncalcined materials, ensuring that the particle size does not exceed 0.125mm. Figure 1 shows a diagram of the processing of uncalcined materials and figure 2 shows the processing of calcined materials.



Figure 1. pMRA, pCeramic, pClay treatment.

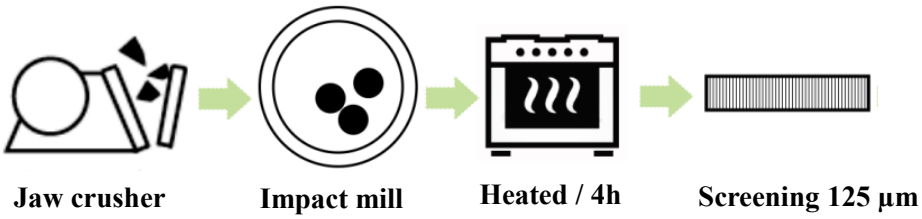


Figure 2. pClay800 and pClay900 treatment.

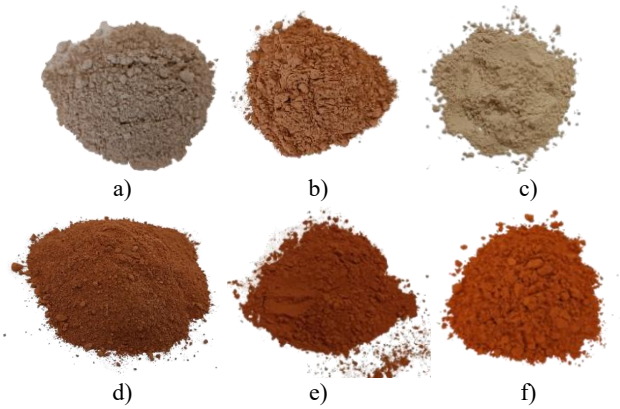


Figure 3. SCMs. a) pMRA; b) pCeramic; c) pKaoBrick; d) pClay; e) pClay800; f) pClay900

2.1.- Chemical characterisation

All the materials included in this study comply with standards in terms of chemistry and organic matter content. Chloride content must be less than 0.1%, sulphate (SO3) content must be less than 4% and oxidizable organic matter content must be less than 5%.

Table 1. Materials characterisation

	Density (kg/m^3)	Organic matter content (%)	Water-soluble sulphate (%SO_3)	Chloride content (%)
CEM I 52.5	3110	0.32	2.784	0.034
CEM I 52.5 + Limestone Filler	3160	0.28	2.614	0.086
pClay800	2509	0.43	0.070	0.142
pKaoBrick	2554	0.27	0.038	0.036
pClay900	2540	0.40	0.029	0.035
pCeramic	2454	0.29	0.448	0.035
pMRA	2520	0.80	0.886	0.419
pClay	2494	0.42	0.054	0.095

It is noted that the density of the powders is lower than that of cement, so that cement and alternative SCM mixes must be less dense than conventional cement. In clay, when calcined, it shows lower values of sulphates and chlorides, reducing them by half.

A pozzolanicity study was carried out by means of the Frattini test using the UNE-EN 196-5 standard. This procedure determines the capacity of acquisition of calcium ions present in a solution. Assessments were carried out at 8 and 29 days, and the results are shown in Figure 4.

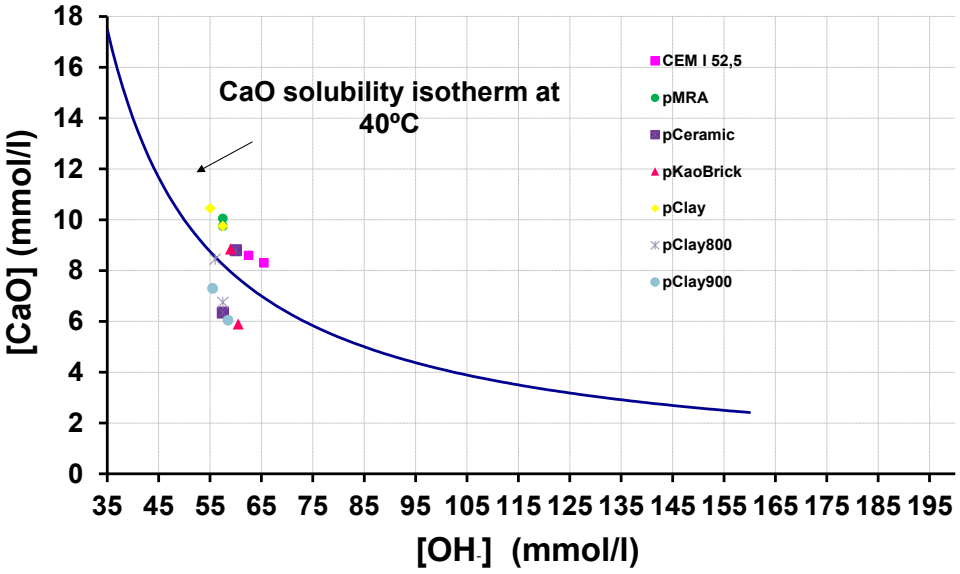


Figure 4. Pozzolanic reactivity - Frattini test.

It is observed that the calcined clays show pozzolanic behavior from the first analysis at 8 days. In addition, in the 29-day analysis, they show results of higher pozzolanicity. According to the standard, below the solubility line indicates that the analysed material is a pozzolan and that a significant amount of Ca^{2+} ions produced by cement hydration was consumed in the pozzolanic reaction [8].

Clays that have not been calcined within the alternative SCM manufacturing process show no pozzolanic reactivity at any age of analysis (both at 8 days and 29 days). However, pCeramic at 29 days shows pozzolanic behavior. It should be not-ed that this material of clay origin was calcined during the manufacture of bricks. Now, as a by-product, it shows pozzolanic activity.

2.2.- Physical Characterisation

In order to assess the degree of fineness of each of the supplementary cementitious materials included in this study, laser particle size analysis was carried out. The results are shown in Figure 5.

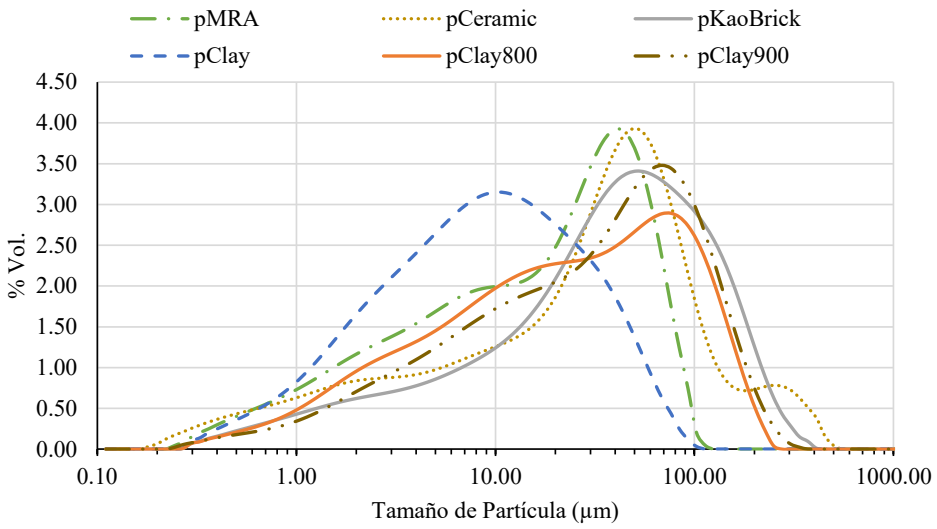


Figure 5. Particle size distribution.

Figure 5 shows that the heat treated materials, either heat treated in the laboratory (pClay800 and pClay900) or heat treated due to their nature (pMRA and pCeramic) have an average particle size of about 50 µm, in line with other studies [9]. pKaoBrick and pClay treated materials show a higher degree of fineness, with average particle sizes of 10 µm. In principle, a lower degree of particle size ensures a higher fineness, being a more reaction-optimized material [10].

3.- EXPERIMENTAL METHODS AND RESULTS

As this study is at an early stage, mechanical strengths at 7 and 28 days will be shown. The mortar was manufactured in accordance with the UNE EN 196-1 standard. Two molds of three specimens each were made, for a total of 6 specimens. To obtain the results, 2 specimens were broken for each age, resulting in 2 flexural and 4 compression measurements for each age. The averages of these results are shown below.

The Resilience Index was determined by making 25% substitutions of cement for alternative SCM. It should be noted that an attempt was made to maintain the consistency of the dough with CEM I + Limestone Filler as a fixed parameter. In order to achieve the right consistency, some mixes had to be hydrated with saturation water, achieving

manageable mixes in terms of consistency. Table 2 shows the compression and flexural results, as well as the extra water demand and the consistency of each of the mixes.

Table 2. Mortar dosages and mechanical performance

Mixture No	Mix proportion of the specimen (UNE-EN 196-1)						
	CEM I 52.5	Limestone Filler	Alternative SCM	Normalized Sand	Water	Saturation Water	Slump (cm)
CEM I 52.5	450	0	0	1350	225	0	16.0
CEM I 52.5 + Limestone Filler	370	80	0	1350	225	0	15.4
pClay800	337.5	0	112.5	1350	225	25	15.0
pKaoBrick	337.5	0	112.5	1350	225	25	15.4
pClay900	337.5	0	112.5	1350	225	0	14.9
pCeramic	337.5	0	112.5	1350	225	0	15.7
pMRA	337.5	0	112.5	1350	225	0	16.8
pClay	337.5	0	112.5	1350	225	37.5	15.1

Table 3. Mortar mechanical performance

Mixture No	Mix proportion of the specimen (UNE-EN 196-1)			
	7 days		28 days	
	$f_{ct,fl}$	f_{ck}	$f_{ct,fl}$	f_{ck}
CEM I 52.5	9.28	52.47	10.62	60.17
CEM I + Limestone Filler	6.78	43.91	8.15	48.06
pClay800	4.91	33.35	7.34	47.05
pKaoBrick	7.77	37.04	8.04	45.40
pClay900	6.01	35.97	7.24	43.24
pCeramic	6.62	32.24	7.84	38.98
pMRA	6.40	30.44	7.59	36.91
pClay	4.91	25.29	6.16	28.14

It is observed that the mechanical strengths of pClay showed the worst performance, reaching 28 MPa at 28 days, followed by pCeramic, reaching 39 MPa at 28 days. pClay materials, when calcined, were found to increase considerably their mechanical behavior when hydrated. Calcined clay is 2 times the strength of uncalcined clay. The other clays

with the best mechanical behavior are those that have been subjected to heat treatment, remaining at 91% of the strength provided by a mortar made with CEM I + Limestone Filler. It should be noted that both pMRA and pCeramic show good results, reaching 72% of the strength of the mortar made with CEM I + Limestone Filler. Comparing these two materials with each other, the powder derived from crushing the MRA ceramic fraction shows a higher strength than the powder derived from crushed MRA,

4.- CONCLUSIONS

The following conclusions can be drawn from this study:

- The calcined materials show a higher strength than the uncalcined materials. pCeramic, due to its origin from heat-treated clay materials, also showed adequate strength

- The mechanical strengths of alternative SCMs of residual origin and with little processing, such as pMRA and pCeramic, are suitable. These materials can be reused to promote the circular economy.

- LC^2 and LC^3 blends with pCeramic may be suitable for future studies, reaching higher cement substitutions and avoiding the use of clinker in high percentages.

ACKNOWLEDGEMENTS

This work is part of grant projects PID2022-141028OB-C21 funded by MCIN/AEI/10.13039/501100011033. The authors also would like to thank Marta Robles Pérez, member of the technical team of the University of Córdoba.

REFERENCES

[1] Benhelal, E., E. Shamsaei, and M.I. Rashid, *Challenges against CO2 abatement strategies in cement industry: A review.* Journal of Environmental Sciences, 2021. **104**: p. 84-101.

[2] Afif, M.B., et al., *Ultra-cheap renewable energy as an enabling technology for deep industrial decarbonization via capture and utilization of process CO2 emissions.* Energies, 2022. **15**(14): p. 5181.

[3] Adesina, A., *Recent advances in the concrete industry to reduce its carbon dioxide emissions.* Environmental Challenges, 2020. **1**: p. 100004.

[4] Rosales, M., et al., *Design of a new eco-hybrid cement for concrete pavement, made with processed mixed recycled aggregates and olive biomass bottom ash as supplementary cement materials.* Construction and Building Materials, 2022. **358**: p. 129417.

[5] Lam, M.N.-T., D.-T. Nguyen, and D.-L. Nguyen, *Potential use of clay brick waste powder and ceramic waste aggregate in mortar.* Construction and Building Materials, 2021. **313**: p. 125516.

[6] Li, L., et al., *Reutilizing clay brick dust as paste substitution to produce environment-friendly durable mortar.* Journal of Cleaner Production, 2020. **274**: p. 122787.

[7] Zheng, D., et al., *Study of performances and microstructures of mortar with calcined low-grade clay.* Construction and Building Materials, 2022. **327**: p. 126963.

[8] Argın, G. and B. Uzal, *Enhancement of pozzolanic activity of calcined clays by limestone powder addition.* Construction and Building Materials, 2021. **284**: p. 122789.

[9] Oliveira, D.R.B., et al., *Concrete powder waste as a substitution for Portland cement for environment-friendly cement production.* Construction and Building Materials, 2023. **397**: p. 132382.

[10] Sinkhonde, D. and D. Mashava, *Analysis of milling treatments of waste clay bricks effect on density and compressive strength of cement paste.* Results in Materials, 2022. **16**: p. 100346.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Materiais Sustentáveis com Escória Siderúrgica: Avaliação do Desempenho Mecânico e da Capacidade de Absorção de CO_2

Silva Junior, G. B., Castro-Gomes, J. e Magrinho, M.

C-MADE, Centre of Materials and Civil Engineering for Sustainability, Department of Civil Engineering and Architecture, University of Beira Interior, Covilhã, Portugal.

RESUMO

Este trabalho avalia o potencial da utilização de escória siderúrgica como ligante e agregado na produção de materiais sustentáveis. Para isso, foi desenvolvida uma análise exploratória utilizando o material em diferentes proporções e faixas granulométricas: pó de escória (D_{50} = 6,12µm), agregado fino (250µm <D<500µm), agregado médio (2mm <D<4mm) e umidade controlada. Os espécimes produzidos foram moldados em formatos cúbicos por compactação estática e submetidos a um período de cura e endurecimento por carbonatação acelerada com absorção de CO_2, em uma câmara monitorada sob condições específicas de pressão, umidade e temperatura. O material resultante foi avaliado por meio de ensaios de resistência à compressão. Além disso, foram realizadas análises de TG-DTG para investigar a decomposição do material e sua capacidade de absorção de CO_2 após a carbonatação. Por fim, os resultados revelaram que a mistura com 25% de agregados fino e 75% de agregado médio se destacou em termos de resistência à compressão (80,5MPa), enquanto a mistura com 75% de agregado fino e 25% de agregado médio apresentou melhores desempenho em carbonatação (40,97%) e absorção de CO_2 (12,82%).

PALAVRAS-CHAVE: Materiais sustentável, Carbonatação acelerada, Escória siderúrgica.

1. INTRODUÇÃO

Atualmente, um dos maiores problemas enfrentados pela indústria da construção está relacionado à emissão de dióxido de carbono (CO_2), gás responsável, em grande parte, pelo efeito estufa, causador de profundas mudanças climáticas no mundo. Entretanto, há evidências de que o setor europeu de cimento tem buscado um desenvolvimento mais sustentável. A European Cement Association (ECA) [1] destaca que as emissões têm alcançado uma diminuição de aproximadamente 15%, desde 1990 e com perspectiva de redução de 80% até 2050. Tal tendência observada pelo setor, levou a ECA a propor um roteiro para alcançar a neutralidade de carbono na Europa, adotando tecnologias inovadoras, como a Captura e Utilização de Carbono (CCU).

A CCU é uma tecnologia que utiliza o CO_2 capturado e resíduos industriais como matéria-prima, fornecendo uma justificativa econômica para produzir novos produtos, incluindo materiais de construção, como ligantes, agregados e betões sustentáveis.

A carbonatação acelerada é uma técnica de CCU que promove a mineralização do carbono através de uma reação espontânea e exotérmica na qual o dióxido de carbono reage quimicamente com minerais ricos em cátions, como magnésio (Mg^{2+}) e cálcio (Ca^{2+}), para formar compostos sólidos e estáveis [2]. Essa técnica pode ser empregada para curar blocos de concreto ou outras misturas à base de cimento e tem sido usado para a carbonatação de resíduos industriais, como escória de aço, devido à sua capacidade de sequestrar CO_2 e ao seu potencial uso como ligante na produção de produtos com valor agregado [3]. A DARKCO2 [4], por exemplo, desenvolveu blocos de 50x25x20cm e 25kg, utilizando escória e CO_2.

Diante desse contexto, o presente artigo tem como objetivo avaliar o potencial da escória siderúrgica como ligante e agregado na produção de materiais sustentáveis, utilizando a escória em diferentes proporções e granulometrias, com umidade controlada, para aplicação do processo de carbonatação acelerada.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1. Caracterização do material

O estudo utilizou escória de forno a arco elétrico (EAFS) obtida da indústria siderúrgica nacional localizada em Maia e Aldeia de Paio Pires, Seixal, Portugal, com a granulometria de 50% das partículas menores que 5,63mm. Antes do uso, uma parte do material foi peneirado em duas diferentes granulometrias para serem usados como agregado fino ($250<D<500\mu m$) e médio ($2<D<4mm$). A outra parte do material foi moído por 14 minutos, no modo no reverso, usando um moinho de disco vibratório RS 300 (Retsch), apresentando a aparência de pó ($D_{50} = 6{,}12\mu m$), para serem utilizado como ligante (SL) (ver Figura 2). A umidade da escória bruta era de aproximadamente 0,35%.

A escória utilizada passou por análise de espectroscopia de raios X por dispersão de energia (SEM-EDX) usando um S-3400N (Hitachi) obtendo como resultado a composição química: 12% de Al_2O_3, 34,2% de CaO, 2,7% de Cr_2O_3, 29,1% de Fe_2O_3, 4,1% de MgO, 4,0% de MnO, 13,9% de SiO_2.

2.2. Mistura e preparação da amostra

Para a preparação das amostras, foram desenvolvidas três misturas contendo agregados de escória, ligante e água desmineralizada. As misturas utilizam uma parte de ligante (SL) combinada com diferentes proporções de agregados fino (SF) e médio (SM), respectivamente: M1 (1:0,5:0,5), M2 (1:0,25:0,75) e M3 (1:0,75:0,25). O agregado médio foi previamente submetido a uma molhagem adicional com água desmineralizada, correspondente a 5% de seu peso, com o objetivo de evitar a absorção da água presente no ligante. Em seguida, foi aplicado às misturas um fator água/sólido (A/S) de 0,08. No

entanto, devido a umidade adicional presente no agregado médio, o fator A/S final alcançou aproximadamente 0,09.

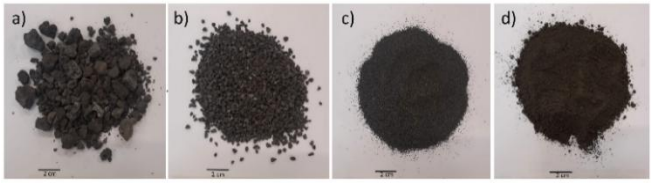


Figura 2: Aparência da matéria prima: a) escória natural; b) agregado médio; c) agregado fino; d) pó de escória.

Os materiais foram misturados manualmente com auxílio de uma espátula, por 3 minutos, até se obter uma mistura homogênea. Após esse processo, a mistura foi introduzida em um molde no formato de prisma e compactada sob uma pressão de compactação estática de 30MPa por 3 minutos, resultando na formação de espécimes cúbicos com bordas de 40mm.

Esse processo resultou em 3 lotes com 5 espécimes frescos moldados. Após a moldagem os espécimes foram submetidos a um pré-condicionamento em uma câmara com umidade relativa de ~90% por 24 horas e temperatura ambiente de ~20 ± 2°C, como forma de pré-preparação para cura.

Após o pré-condicionamento, os espécimes foram colocados em uma câmara pressurizada para a cura por carbonatação acelerada. A cura teve duração de 24 horas, conduzidos a uma temperatura de 65 ± 2 ºC e com uma concentração de CO_2 superior a 99%. Antes de iniciar a pressurização com CO_2 foi aplicado um vácuo na câmara com uma pressão parcial de -0,2 bar para retirada de ar residual. Em seguida, a câmara foi cheia com CO_2 industrial a uma pressão parcial de 0,8 bar e manutenção de uma umidade relativa ~ 85%. Terminado o período de cura, os espécimes foram transferidos para a estufa a (~60 ± 2°C e 20 ± 5% UR) por 24 horas. Por fim, os espécimes são retirados e resfriados em condições de laboratório (~20 ± 2°C e 60 ± 5% UR) por 30 minutos antes de avaliar sua resistência à compressão. A Figura 3 ilustra cada etapa percorrida desde a moagem até a avaliação de compressão.

Uma máquina de compressão ELE International, modelo ADR Touch 3000BS EN, operada a uma taxa de carga constante de 0,5 kN/s foi utilizada para os ensaios de resistência à compressão dos corpos de provas.

Um equipamento TA Instruments, modelo SDT Q-50 foi utilizado para realizar as análises das análises termogravimétrica (TG-DTG). Antes do ensaio, as amostras, com massa de aproximadamente 8mg, foram submetidas previamente a um estágio de secagem de 24 horas a 60°C. Em seguida, o material foi introduzido no equipamento e submetido a aquecimento progressivo, da temperatura ambiente (20 ± 2°C) até 1000°C, a uma taxa de 20°C/min, sob fluxo de nitrogênio.

O grau de absorção de CO_2 e carbonatação foram determinados seguindo a metodologia que estima a absorção teórica de CO_2 (TCO_2) através da fórmula de Huntzinger et al. [3],[5] (Eq.1).

$$TCO_2(\%) = 0{,}785(A - 0{,}56B - 0{,}7C) + 1{,}091D + 0{,}71E + 0{,}468(F - 0{,}632G) \quad (1)$$

Após isso, usa a análise TG-DTG para estimar a quantidade de CO_2 adsorvido (UCO_2) em % de peso das misturas, conforme a Eq. (2) de He et al [6].

Em seguida, o grau de carbonatação (DCO_2) é determinado com base na fórmula proposta por Shi et al [7] (Eq. 3).

$$UCO_2(\%) = [(M_1 - M_2 - M_3)/M_c] \cdot 100\% \quad (2)$$

$$DCO_2(\%) = UCO_2(\%)/TCO_2(\%) \quad (3)$$

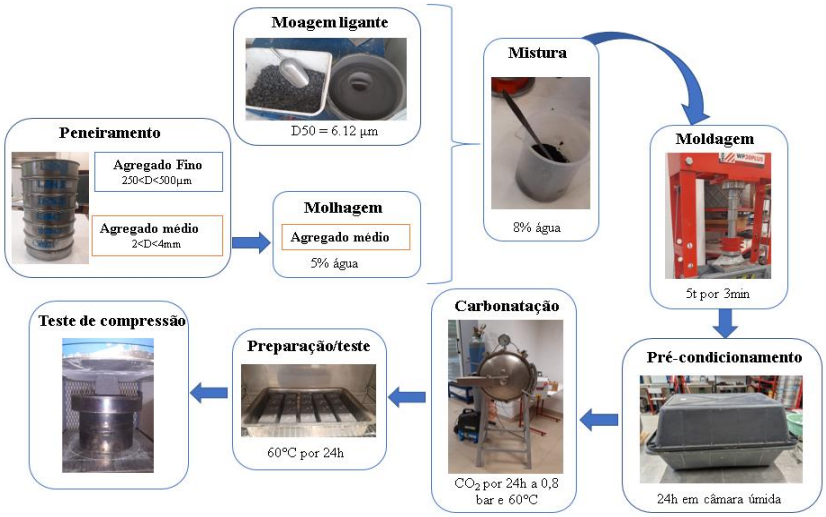


Figura 3: Processo de carbonatação acelerado empregado.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 4 ilustra a aparência de uma das faces dos corpos de prova após o processo de carbonatação acelerada. A Figura 4a apresenta um corpo de prova do lote M1(1:0,5:0,5), cuja imagem revela pequenas trilhas entre os agregados médios que não foram preenchidas pelo ligante e pelos agregados finos. Esse efeito provavelmente ocorreu devido à quantidade reduzida de agregado fino, ligante e água na mistura, a qual foi suficiente apenas para aglutinar a superfície dos agregados médios, sem preencher adequadamente os espaços entre eles. A Figura 4b apresenta um corpo de prova do lote M2(1:0,25:0,75), cuja imagem revela um adensamento satisfatório em algumas regiões, mas também evidencia a presença de aberturas entre os agregados médios em outras áreas. Esse efeito

provavelmente ocorreu devido ao excesso de água durante a etapa de molhagem do agregado médio. Como essa mistura possui uma maior proporção de agregado médio, a quantidade de água retida por absorção também foi maior. Entretanto, devido a compressão estática para formação dos cubos, o excesso de água foi liberado. O lote M3(1:0,75:0,25) exibido na Figura 4c, revela uma face homogênea, com os espaços entre os agregados médios perfeitamente preenchidos e não exibindo trilhas, mas pequenos poros.

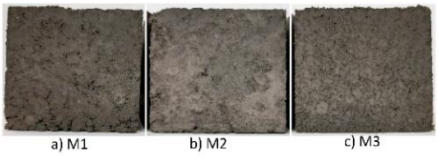


Figura 4: Aparência dos corpos de provas após a carbonatação: a) M1(1:0,5:0,5); b) M2(1:0,25:0,75); c) M3(1:0,75:0,25).

3.1. Resistência à compressão

Os ensaios de compressão revelaram que os corpos de prova do lote M2(1:0,25:0,75) apresentaram a maior resistência média à compressão, alcançando 80,5MPa, um valor 21,6 % superior ao obtido pelos corpos de prova do lote M1(1:0,5:0,5). Isso, provavelmente está relacionado a carbonatação e ao efeito do empacotamento, que promove a formação de uma estrutura interna de ligação entre a pasta e os agregados, contribuindo para a distribuição das forças no interior do corpo de prova [8].

Por outro lado, os corpos de prova do lote M3(1:0,75:0,25) apresentaram os desempenhos menos favoráveis, provavelmente devido à menor ligação entre o ligante e os agregados, bem como à maior porosidade da mistura. O Quadro 1 mostra o resultado consolidado dos ensaios de resistência a compressão e o desvio padrão obtido.

Após a ruptura dos cubos, foi observado a formação de uma estrutura rígida de aproximadamente 5mm na face externa, contrapondo com uma estrutura menos mineralizada do centro. Provavelmente, isso ocorreu devido à baixa pressão do CO_2 utilizado que limita a difusão do gás e sua dissolução na água interna, reduzindo a formação de $CaCO_3$.

Quadro 1 : Resultados consolidados de resitência a compressão.

Resultados observados	*Resistência à compressão (MPa)*		
	M1	*M2*	*M3*
Resistência à compressão Média	66,2	80,5	62,33
Desvio Padrão	2,79	3,11	1,71
Variação em relação à M1 em %	-	21,6	-5,85
Densidade ap. antes da carbonatação (g/cm³)	3,063	3,108	2,949
Densidade ap. após carbonatação (g/cm³)	2,974	3,016	2,854

3.2. Análise termogravimétrica

Os ensaios de TG (Figura 5a) e DTG (Figura 5b) do material antes e após a carbonatação foram realizados. No material após a carbonatação, foram analisadas amostras do centro (C) e das extremidades (E) dos corpos de prova. Os resultados revelam, que em todas as amostras dos corpos de prova M1, M2 e M3 foram observados picos endotérmicos próximos de 700ºC o que sugere decomposição de $CaCO_3$ [9] (Ver Figura 5).

O Quadro 2 apresenta um resumo das perdas de massa observadas nas faixas de temperatura analisadas por TGA. As temperaturas entre 15-500ºC estão relacionadas as perdas de massa associada à desidratação de água livre, água quimicamente ligada e decomposição de hidróxidos (como C-S-H e $Ca(OH)_2$) [10]. Já as entre 500-750ºC ocorre decomposição de $CaCO_3$ [9]. Por fim, as 750-1000ºC está principalmente associada a reações de oxidação quando ocorrem ganho de massa durante o aquecimento [11].

Quadro 2: Resumo das perdas de massa observadas por faixas de temperatura analisadas por TGA; M1 (1:0,5:0,5), M2 (1:0,25:0,75), M3 (1:0,75:0,25); C- centro do corpo de prova e E- exterior do corpo de prova.

Amostras	*Perda de massa (%) em TGA na faixa de temperatura*				*UCO_2 (%)*	*DCO_2 (%)*
	15 − 500 °C	*500 − 750 °C*	*750 − 1000 °C*	*∑*		
M1_C	1,48	5,26	-0,69	6,06	10,46	33,43
M1_E	2,08	5,58	-0,10	7,55	11,10	35,48
M2_C	1,72	4,98	-0,23	6,47	9,90	31,64
M2_E	2,09	5,90	-0,01	7,98	11,74	37,52
M3_C	1,46	4,73	-0,20	5,99	9,40	30,04
M3_E	1,97	6,44	-0,11	8,30	12,82	40,97

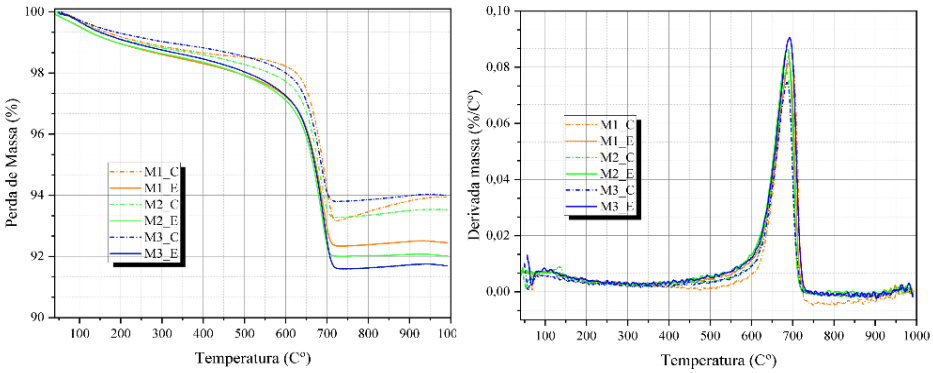


Figura 5: a) TG após a cura com CO_2 e b) DTG após a cura com CO_2.

3.3. Absorção de CO_2 e carbonatação das amostras

A amostra M3_E apresentou o maior DCO_2 (40,97%) e UCO_2 (12,82%), apesar da mistura M3 ser aquela com menor resistência mecânica (62MPa). Esse resultado sugere que misturas mais ricas em agregados finos, como a M3 apresenta maior grau de carbonatação,

devido à maior área de superfície e possível maior porosidade, que facilitando a entrada de CO_2. No entanto, a carbonatação superficial pode dificultar a difusão do CO_2 para o interior da amostra, o justifica os menores valores de DCO_2 e UCO_2 observados em M3_C (30,04% e 9,40%), (Ver Quadro 2).

Os resultados revelam que as amostras M1_E e M2_E apresentam maior grau de decomposição de hidróxidos, aproximadamente 2,09. Esses resultados sugerem que os hidróxidos, possivelmente, contribuíram para formação de uma microestrutura capaz de favorecer o desempenho mecânico, conferindo maior resistência ao material [9].

Por outro lado, as amostras M1_C e M1_E apresentaram as menores variações de DCO_2 entre o centro e as extremidades. Isso sugere que o equilíbrio entre as proporções de agregado fino e médio pode favorecer a formação de uma rede de canais, possibilitando uma carbonatação mais homogênea ao longo do corpo de prova.

4. CONCLUSÕES

Este estudo analisou o potencial da escória siderúrgica como ligante e agregado na produção de materiais sustentáveis. Para isso, a escória foi utilizada em diferentes proporções e granulometrias (M1, M2 e M3), sendo posteriormente submetido ao processo de carbonatação acelerada. O objetivo foi avaliar o desempenho mecânico e capacidade de absorção de CO_2 das misturas. Os corpos de prova produzidos foram submetidos a ensaios de resistência à compressão, enquanto algumas amostras do material foram analisadas por meio de termogravimétrica e termogravimétrica derivada (TG-DTG). A seguir, apresenta-se os principais achados:

- A mistura M2 (1:0,25:0,75) destacou-se como a mais eficiente em termos de resistência à compressão (80,5MPa), possivelmente devido à combinação entre a mineralização promovida pela carbonatação, a microestrutura formada pelos hidróxidos e o efeito de empacotamento das partículas. Por outro lado, a mistura M3(1:0,75:0,25) apresentou maior grau de carbonatação superficial (40,97 %) e absorção de CO_2 (12,82 %), mas baixa resistência mecânica (62,33MPa), evidenciando o impacto da porosidade e da fraca coesão interna;
- A mistura M1(1:0,5:0,5) demostrou bom equilíbrio entre resistência e uniformidade da carbonatação, o que pode ser interessante para aplicações em escala industrial.

Os resultados obtidos reforçam a viabilidade do uso de escória (EAFS) como ligante e agregado na formulação de materiais sustentáveis, destacando seu desempenho em três aspectos fundamentais: resistência mecânica, capacidade de absorção de CO_2 e uniformidade da carbonatação. No entanto, os resultados também apontam para a necessidade de otimização das proporções dos materiais, bem como investigações complementares, explorando variáveis como o fator A/S, distribuição granulométrica dos materiais e condições de cura, para maximizar o desempenho das misturas.

AGRADECIMIENTOS E FINANCIAMENTOS

Esta pesquisa foi parcialmente financiada pela União Europeia, no âmbito do programa Horizon Europe Marie Skłodowska-Curie Actions Staff Exchange, através do projeto "CSTO2NE – Biomimicry and carbon adsorbent eco-materials for a climate-neutral economy" (Contrato n.º 101086302). Este trabalho foi também apoiado pela FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia, I.P., através da Unidade de Investigação C-MADE – Centro de Materiais e Tecnologias Construtivas, no âmbito dos projetos UIDB/04082/2020 (https://doi.org/10.54499/UIDB/04082/2020) e UIDP/04082/2020 (https://doi.org/10.54499/UIDP/04082/2020).

Este estudo, ainda foi apoiado pela Universidade Federal do Maranhão e pela Secretaria de Estado da Educação do Maranhão, Brasil.

REFERÊNCIAS

[1] European Cement Association (ECA), "Cementing the European Green Deal," 2020. [Online]. Available: https://cembureau.eu/media/kuxd32gi/cembureau-2050-roadmap_final-version_web.pdf

[2] G. B. Silva Junior, J. Castro-Gomes, and M. Magrinho, "Carbon capture and utilisation technologies: A systematic analysis of innovative applications and supercritical CO2 viability strategies," *Journal of CO2 Utilization*, vol. 97, p. 103115, Jul. 2025, doi: 10.1016/J.JCOU.2025.103115.

[3] E. Grünhäuser Soares *et al.*, "Feasibility for co-utilisation of Carbonated Reactive Magnesia Cement (CRMC) and industrial wastes in circular economy and CO2 mineralisation," *Constr Build Mater*, vol. 323, p. 126488, Mar. 2022, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2022.126488.

[4] DARKCO2, "DARKCO2: Like Trees - Using CO_2 as a resource for environment infrastructures and building applications," 2024. Accessed: Sep. 30, 2024. [Online]. Available: https://www.inovcexhibition.org//?cix=1056&ixgal=1097&lang=4

[5] D. N. Huntzinger, J. S. Gierke, S. K. Kawatra, T. C. Eisele, and L. L. Sutter, "Carbon dioxide sequestration in cement kiln dust through mineral carbonation," *Environ Sci Technol*, vol. 43, no. 6, pp. 1986–1992, 2009, doi: 10.1021/es802910z.

[6] P. He, C. Shi, and C. S. Poon, "Methods for the assessment of carbon dioxide absorbed by cementitious materials," *Carbon Dioxide Sequestration in Cementitious Construction Materials*, pp. 103–126, Jan. 2018, doi: 10.1016/B978-0-08-102444-7.00006-X.

[7] C. Shi, M. Liu, P. He, and Z. Ou, "Factors affecting kinetics of CO2 curing of concrete," *J Sustain Cem Based Mater*, vol. 1, no. 1–2, pp. 24–33, 2012, doi: 10.1080/21650373.2012.727321.

[8] M. Nazeer, K. Kanish, and S. P. and Singh, "Strength and microstructural properties of pervious concrete made with different powder to aggregate ratios," *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, vol. 27, no. 13, pp. 3966–3990, Oct. 2023, doi: 10.1080/19648189.2023.2168763.

[9] L. Mo, F. Zhang, and M. Deng, "Mechanical performance and microstructure of the calcium carbonate binders produced by carbonating steel slag paste under CO2

curing," *Cem Concr Res*, vol. 88, pp. 217–226, Oct. 2016, doi: 10.1016/J.CEMCONRES.2016.05.013.

[10] G. Ferrara, A. Belli, A. Keulen, J. M. Tulliani, and P. Palmero, "Testing procedures for CO2 uptake assessment of accelerated carbonation products: Experimental application on basic oxygen furnace steel slag samples," *Constr Build Mater*, vol. 406, p. 133384, Nov. 2023, doi: 10.1016/J.CONBUILDMAT.2023.133384.

[11] S. A. Bernal *et al.*, "Characterization of supplementary cementitious materials by thermal analysis," *Mater Struct*, vol. 50, no. 1, p. 26, 2016, doi: 10.1617/s11527-016-0909-2.

Ligantes de baixo carbono com incorporação de pós de resíduos de construção e demolição como material cimentício suplementar

Melissa Pastorini Proença [1,3], Dayana Ruth Bola Oliveira [2] Kathleen Dall Bello de Souza Risson [1,2], Edna Possan[2] e Nayara Soares Klein [(3)]

[(1)] Instituto Federal do Paraná, Foz do Iguaçu, Brasil.
[(2)] Universidade Federal da Integração Latino-Americana, Foz do Iguaçu, Brasil.
[(3)] Universidade Federal do Paraná, Curitiba, Brasil.

RESUMO

As indústrias concreteira e cimenteira são essenciais no desenvolvimento da infraestrutura urbana, porém impactam significativamente o meio ambiente, com a geração de resíduos, extração de recursos naturais, demanda de energia e emissões de carbono. Diante desse cenário, a descarbonização e a desmaterialização são necessárias para uma setor mais sustentável. Uma estratégia promissora é a utilização de materiais cimentícios suplementares (MCS) oriundos de resíduos de construção e demolição (RCD). Este estudo tem como objetivo comparar o desempenho de diferentes tipos de pó de RCD (concreto, misto e cerâmico) na composição de matrizes cimentícias de baixo carbono. Foram realizadas análises físico-químicas dos pós de RCD, utilizando fluorescência de raios-x, massa específica, granulometria e reatividade. Argamassas cimentícias foram produzidas com 10%, 25% e 40% de substituição do cimento Portland por pó de RCD, em misturas padronizadas conforme a NBR 7215, e misturas com aditivo superplastificante, sendo avaliada a resistência mecânica aos 28 dias e índice de carbono. Os resultados indicaram que cimentos com resistências de 50 MPa e 32 MPa foram alcançados com 25% de pó de concreto e 40% de pó misto, respectivamente, com emissões entre 8.57 e 9.93 kg.CO_2/MPa, inferiores ao CPII F-32 (10.71 – 14.35 kg.CO_2/MPa). Isso demonstra o potencial de valorar as frações de pó do RCD, promovendo economia circular e gerando ligantes de baixo carbono.

PALAVRAS-CHAVE: Pó de concreto; Cimento ecoeficiente; Finos de RCD; Desempenho ambiental; Ligante alternativo.

1.- INTRODUÇÃO

O cimento Portland é um dos materiais mais utilizados no mundo, sendo essencial na produção de concretos e argamassas que compõem a infraestrutura urbana contemporânea. A composição primária desta *commodity* é o clínquer, um material cuja hidratação garante resistência mecânica e durabilidade às estruturas de concreto armado. No entanto, a fabricação do clínquer está associada a elevados impactos ambientais, especialmente pela emissão significativa de dióxido de carbono (CO_2), representando cerca de 7% das emissões globais de gases de efeito estufa [1,2]. Diante desse cenário, a indústria cimenteira enfrenta o desafio de reduzir sua pegada ambiental, sem comprometer o desempenho

técnico [3,4]. Uma das estratégias consiste na substituição parcial do cimento Portland ou do clínquer por materiais cimentícios suplementares (MCS), provenientes de resíduos ou subprodutos industriais. Esses materiais podem atuar por efeito fíler, atividade pozolânica ou por reatividade hidráulica latente [4–6]. Os resíduos de construção e demolição (RCD) são gerados em grandes volumes. No Brasil, são estimados em 100 Mt/ano, dos quais apenas cerca de 20% são atualmente reciclados, predominantemente na forma de agregados reciclados de baixa aplicação tecnológica [7]. Logo, podem atuar como MCS, através da valorização da fração de pó dos RCD proveniente da produção dos agregados, ou da cominuição do resíduo bruto [5,6,8]. A utilização desses resíduos finos pode contribuir tanto para a sustentabilidade ambiental quanto para a economia circular no setor da construção.

Neste contexto, este estudo avalia o desempenho mecânico e o índice de carbono associado a argamassas com a incorporação de RCD de diferentes origens: concreto, cerâmico, e resíduo misto. O estudo é feito em argamassas padrão para ensaio de resistência do cimento Portland, com a relação água/finos (a/f) fixa de 0.48 [9] e com a relação a/f otimizada a partir da utilização de aditivo superplastificante.

2.- MATERIAIS

Os materiais utilizados neste estudo foram obtidos a partir de RCD de três origens distintas, sendo: corpos de prova de concreto, tijolos cerâmicos quebrados, e um agregado miúdo reciclado misto (material processado em uma usina de reciclagem contendo composição cimentícia e cerâmica). A composição destes materiais foi avaliada conforme a NBR 15116 [10] (Figura 1). A partir destes três tipos de RCD, realizou-se a cominuição para obtenção de uma fração de pó com diâmetro de partículas inferior a 0.15mm. Este processo foi realizado em máquina de abrasão Los Angeles com 20 esferas de aço, pelo período de 2 horas, para os corpos de prova de concreto, e o agregado miúdo misto, e 1 hora para o material cerâmico. A partir deste processo foram denominados PM (pó misto), PC (pó de concreto) e PV (pó de cerâmica vermelha).



Classificação - RCD NBR 15116	Misto	Concreto	Cerâmico vermelho
Fragmentos de pasta de cimento (%)	50,62	86,01	0
Fragmentos de rocha (%)	11,62	13,99	0
Fragmentos de cerâmica vermelha (%)	29,66	0	100
Fragmentos de gesso, metais, plástico, vidro, orgânicos (%)	8,10	0	0

Figura 1. Origem, processamento e composição dos pós de RCD

3.- MÉTODOS

3.1.- Caracterização dos pós de RCD

Para caracterização física dos pós de RCD foi determinada a massa específica por picnometria a gás, no picnômetro Anton Paar, modelo Ultrapyc 5000, com gás N_2 ultrapuro. A distribuição granulométrica por difração a laser foi desenvolvida no granulômetro CILAS modelo 1190, com

isopropanol como meio dispersante. Para compreender quanto ao potencial de reatividade dos pós de RCD, foram análisados em termos de parâmetros físicos definidos na NBR 12653 [11]. Foram verificados o índice de desempenho com cimento aos 28 dias, e atividade pozolânica com cal aos 7 dias conforme NBR5752 e NBR 5751 [12,13]. O consumo de hidróxido de cálcio através do método Chapelle modificado foi avaliado em conformidade com o procedimento da NBR 15895 [14].

3.2.- Produção e Análises das Argamassas

A partir dos pós de RCD (PC, PV e PM) foram produzidas argamassas cimencícias na proporção 1:3 conforme a NBR 7215 [9] como referência aos ensaios de resistência à compressão do cimento Portland, considerando relação a/f de 0.48 (denominada "argamassa padrão"). Também se fez um proporcionamento otimizado, com redução da relação a/f, mantendo-se a consistência de 165 ± 10 mm (denominada "argamassa otimizada"), com incorporação de aditivo superplastificante a base de policarboxilato, com massa específica da 1.1 g/cm³. Este foi dosado segundo ponto de saturação para pastas através do mini slump [15], com correção da água do SP.

Para as argamassas (Quadro 1) utilizou-se CPV-ARI (Cimento Portland de alta resistência inicial, similar ao cimento tipo III ASTM C150/C150M-22), com massa específica de 3.12 g/cm³ e teor aproximado de 85% de clínquer (determinado a partir das equações de Bogue (1929), a escolha deste cimento deu-se em função de ser o cimento comercial com maior teor de clínquer. Fez-se uso de água destilada e areia normal brasileira [16]. Os pós de RCD foram incorporados como material cimenticio suplementar (MCS), em teores de substituição em massa de cimento, de 10%, 25% e 40%. Para fins de comparação também se utilizou CPII-F-32 na produção das argamassas de referência, cimento comercial brasileiro com maior teor de fíler calcário.

Quadro 1. Consumos de materiais das argamassas

Mistura		*Normalizada*				*Otimizada*				
MCS	Teor (%)	CPV (kg/m³)	Pó de RCD (kg/m³)	Areia normal[1] (kg/m³)	a/f[2]	CPV (kg/m³)	Pó de RCD (kg/m³)	Aditivo SP[3] (kg/m³)	Areia normal (kg/m³)	a/f
PC	10	464.53	51.61	1548.42	0.48	504.02	56.00	5.04	1680.07	0.32
	25	384.89	128.30	1539.57		415.56	138.52	4.99	1662.25	0.33
	40	306.35	204.24	1531.77		322.46	214.97	4.84	1612.30	0.37
PV	10	465.13	51.68	1550.43		491.50	54.61	4.92	1638.33	0.37
	25	384.82	128.27	1539.27		389.58	129.86	4.67	1558.31	0.45
	40	306.26	204.17	1531.30		307.33	204.89	4.61	1536.65	0.47
PM	10	464.54	51.62	1548.48		498.46	55.38	4.98	1661.53	0.34
	25	384.67	128.22	1538.67		398.32	132.77	4.78	1593.28	0.41
	40	306.07	204.05	1530.36		321.11	214.07	4.82	1605.56	0.38
REF CP II F-32		514.61	0	1543.80						

[1]Areia normal brasileira, conforme NBR 7214 (ABNT, 2015). [2]Relação água/finos (massa de água/massa de CPV+MCS). [3]SP-superplastificante.

A análise da resistência à compressão foi realizada com 5 amostras cilindricas de 5x10 cm, misturadas e moldadas conforme a NBR 7215 [9]. As amostras foram cobertas com filme de PVC para cura inicial (24 horas), depois desmoldadas e colocadas em cura submersa saturada com cal, até a idade de 28 dias. Após retificadas as superficies, as amostras foram submetidas a

compressão axial em prensa elétrica, com capacidade de 100 tf, e velocidade de carregamento de 0.25 ± 0.05 MPa/s. A resistência à compressão foi determinada tomando-se a média das amostras. Na análise das emissões de carbono das misturas foram considerados os dados conforme Quadro 2.

Com as emissões de cada material ($E_{Material}$, em kg.CO_2/m^3) na composição das argamassas, e os consumos de cada material ($C_{Material}$, em kg/m^3) fornecidos no Quadro 1, pode-se determinar a emissão total de cada mistura ($E_{Mistura}$, em kg.CO_2/m^3) , conforme a Eq. (1).

$$E_{Mistura} = E_{CPV} * C_{CPV} + E_{MCS} * C_{MCS} + E_{agregado} * C_{agregado} + E_{aditivo} * C_{aditivo} \quad (1)$$

Para determinar o índice de carbono (IC, em kg.CO_2/m³/MPa) utiliza-se a Eq. (2), em função da resistência à compressão obtida em cada mistura aos 28 dias (fc_{28}). A determinação do consumo de clínquer por unidade de desempenho, que neste estudo é a resistência à compressão axial (Cc, em m³ de clínquer/MPa), pode ser definida a partir da Eq. (3). O valor de 0,85 corresponde ao percentual de clínquer contido no cimento CPV-ARI utilizado nas composições.

$$IC = \frac{E_{mistura}}{fc_{28}} \quad (2) \qquad Cc = \frac{C_{CPV}*0{,}85}{fc_{28}} \quad (3)$$

Quadro 2. Emissões dos materiais

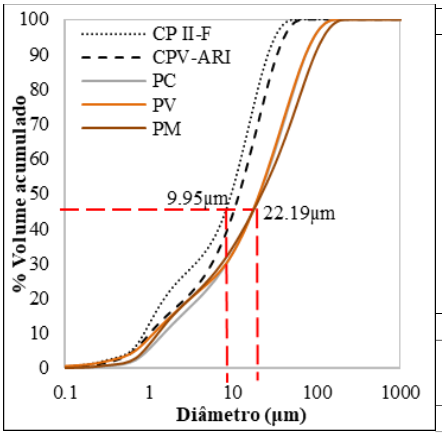
Material	*Emissões (kg CO_2/kg)*	*Fonte*
CPV-ARI	0.7765	SIDAC, 2025 [17]
CP II-F	0.652 – 0.873	SIDAC, 2025 [17]
PC	0.0490	Czigler *et al*. (2020) [18]
PM	0.0497	SIDAC, 2025 [17]; Czigler *et al.* (2020) [18]
PV	0.0245	Czigler *et al.* (2020) [18]
Aditivo Superplastificante	1.5300	EFCA, (2021) [19]
Agregado miúdo natural	0.0125	SIDAC, 2025 [17]

4.- RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1.- Análise dos pós de RCD

As massas específicas dos pós (PC, PV e PM) a serem utilizados como MCS são relativamente inferiores a massa específica do cimento Portland (Quadro 3), e a distribuição granulométrica (Figura 2), indica que as partículas são mais grossas, com D_{50} na ordem de 20μm comparadas ao cimento Portland, com D_{50} na ordem de 11 μm.

Quadro 3. Caracterização química por FRX e física



Amostra	CPV-ARI	CPII-F	PC	PV	PM
SiO_2	17.78	16.47	47.2	61.66	39.55
Al_2O_3	4.49	3.72	8.56	20.22	12.88
Fe_2O_3	2.38	1.75	6.94	9.39	6.65
CaO	59.52	59.77	21.36	0.61	16.68
MgO	6.76	3.89	3.28	0.58	3.64
TiO_2	0.26	0.16	1.15	4.56	1.88
MnO	0	<LQ	0.13	<LQ	<LQ
Na_2O	0.12	<LQ	1.36	0.23	0.28
K_2O	0.73	1.06	2.14	0.39	1
P_2O_5	0.11	<LQ	0.22	<LQ	0.11
SO_3	3.09	2.71	0.62	0.17	0.45
PF	5.41	10.48	7.84	1.54	17.08
Massa específica g/cm³	3.120	3.02	2.47	2.66	2.56
D50 (µm)	11.94	9.95	21.030	20.850	22.190

Figura 2. Distribuição granulométrica

*PF=Perda ao fogo; LQ=Limite quantificável

Na análise de FRX nota-se que o pó de concreto (PC), apresenta maior proporção de sílica e óxido de cálcio, enquanto o pó cerâmico vermelho (PV) tem maiores teores de sílica e alumina, oriundas de sua composição argilosa. O pó misto (PM) apresenta proporções mais distribuidas de sílica, alumina e óxido de cálcio.

Quanto a análise de atividade pozolânica (Figura 3), nota-se que PC e PM apresentam índice de desempenho com cimento de 70% e 85%. Somente PV atinge 90%, sendo este o requisito mínimo da NBR 12653 [11] para ser considerado pozolânico. Na atividade com cal aos 7 dias nenhum dos três materiais avaliados atingiu 6 MPa. No consumo de hidróxido de cálcio, o pó cerâmico vermelho (PV) apresenta consumo de 805 mg de $Ca(OH)_2$/g de material, consideravelmente acima do valor mínimo indicado para pozolanas, o que se deve a composição silicoaluminosa identificada no FRX. Neste contexto, PV pode ser considerado pozolânico, enquanto PC e PM podem ser explorados sob efeito de enchimento [3].

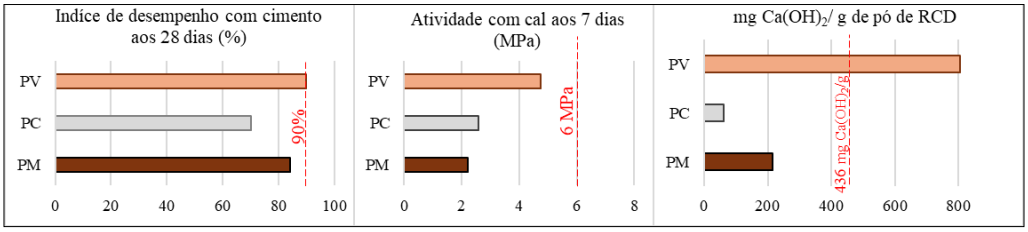


Figura 3. Atividade Pozolânica dos pós de RCD

4.2.- Análise dos Desempenho Mecânico e Ambiental das Argamassas

Para as misturas padrão (Figura 4) verifica-se que o aumento do teor de MCS resulta na redução do desempenho mecânico. Para 10% de PC e PM e 25% de PV, as argamassas apresentam resistência na ordem de 32 MPa, similar ao desempenho do CP II F-32 utilizado neste estudo a fim de estabelecer uma comparação com um cimento comercial contendo fíler calcário em sua composição, visto que PM e PC não apresentam atividade pozolânica atuando sob efeito de enchimento. Nota-se também pela Figura 4 que a utilização de aditivo superplastificante resultou em argamassas de maior desempenho, conforme esperado, o que potencializa a aplicação do pó de RCD como MCS [3].

Analisando-se as argamassas otimizadas, a mistura com 25% de PC obteve maior resistência (49.75 MPa). Para este material é possível identificar que o desempenho cresce até 25% de substituição e com 40% é reduzido, possivelmente devido ao menor potencial de formar produtos hidratados e ganhar resistência com o alto teor de substituição do cimento Portland. Zhang *et al.* (2023) atribuem este efeito à diluição do clínquer reativo pelo pó inerte. Para as misturas contendo PV, o desempenho é reduzido já a partir de 10%, o que pode ser atribuído a maior demanda de água da mistura para atingir a consistência desejada. Além disso, o PV mostrou-se pozolânico. Porém, como a análise foi realizada aos 28 dias, tal efeito pode não ter sido identificado, necessitando maiores idades para avaliação. No caso das misturas contendo PM, teores de 10% e 40% superaram 32 MPa aos 28 dias, enquanto o teor de 25% foi de 29 MPa, o que também pode ser atribuído ao maior consumo de água nesta mistura.

Oliveira *et al.* (2024) avaliando o efeito da mecanoativação para utilização de pó de concreto em substituição ao cimento Portland, no ensaio padronizado pela NBR 7215 [9], com relação a/f fixa de 0.48, verificou perda no desempenho mecânico ao comparar a mistura de referência com 45 MPa, ao substituir teores de 25% chegando a 30 MPa [5]. Zhang *et al.* (2023), em argamassas de cimento Portland na proporção 1:3 (cimento: areia) e a/f de 0.5, com 20% e 30% de substituição por pó de concreto obteve resistências de 30 e 35 MPa, com os mesmos teores de pó cerâmico obteve 42 e 32 MPa [20]. No estudo de Rocha, Chileno e Toledo Filho (2025), em argamassas padronizadas na proporção 1:3 (cimento: areia) e relação a/f de 0.55, observaram que a argamassa de referência, sem substituição de cimento Portland, obteve 40 MPa, enquanto a mistura com substituição de 20% obteve 30 MPa, e a mistura com 30% obteve 25 MPa [21]. De Lima *et al.* (2024) utilizando um pó de resíduo misto (composto por 98% de resíduo de concreto e 2% cerâmico), teve redução de 44% da resistência mecânica ao incorporar 20% do pó de RCD em pastas de cimento Portland com relação a/f de 0.44 [22]. Logo, ressalta-se a importância do aditivo superplastificante quando se busca incorporar pós de RCD como MSC, que viabiliza alcançar resistências mecânicas da ordem de 32 MPa, condizentes com o desempenho mecânico dos cimentos Portland convencionalmente comercializado.

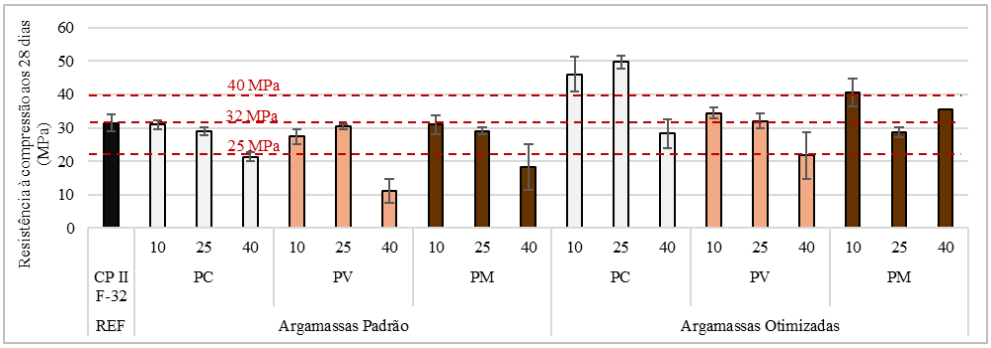


Figura 4. Resistência à compressão axial aos 28 dias

Quanto aos índices de carbono (Figura 5a) ao comparar-se com o valor mínimo e máximo relacionado ao CPII-F32, percebe-se que exceto para as misturas com 40% de PV, padrão e otimizadas, as demais ficam entre as faixas do CPII-F32, o que indica o potencial de aplicar o MCS, mantendo-se desempenho ambiental similar ao cimento convencional.

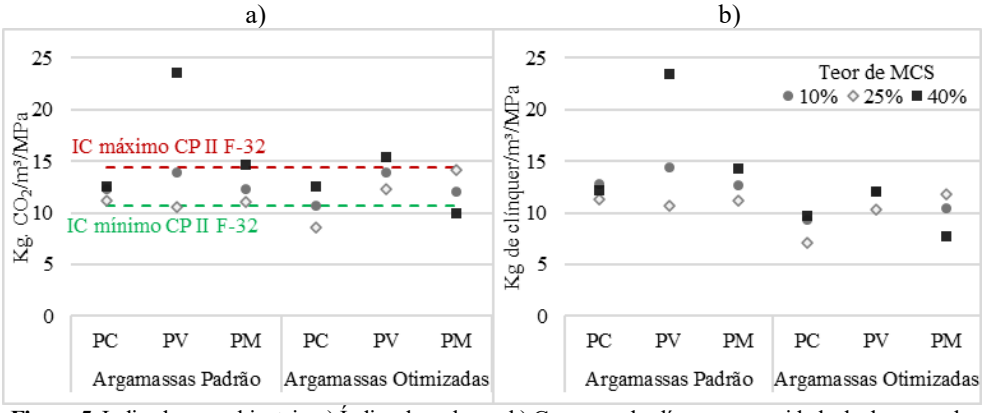


Figura 5. Indicadores ambientais: a) Índice de carbono; b) Consumo de clínquer por unidade de desempenho

A argamassa otimizada contendo 25% de PC, obteve índice de carbono de 8.57 kg.CO_2/m³/MPa, correspondendo ao menor indicador dentre as misturas do estudo, com uma redução de 20% da mínima emissão considerada para o CPII-F32. A argamassa otimizada contendo 40% de PM demonstra também grande potencial de incorporar o pó de RCD como MCS, obtendo um índice de carbono de 9.93 Kg.CO_2/m³/MPa.

Zhang *et al.* (2023) obteve valor de 9.7 kg.CO_2/m³/MPa, em argamassa com 20% de pó de RCD misto [20]. Oliveira *et al.* (2023) obteve os índices de carbono de 9.47 kg.CO_2/m³/MPa, 11.28 kg.CO_2/m³/MPa e 9.12 kg.CO_2/m³/MPa para misturas contendo 7, 15 e 25% de substituição de cimento Portland por pó de concreto [5]. Ainda que neste estudo tenha sido alcançado valor ligeiramente inferior, os resultados estão de acordo com outros disponíveis na literatura.

Ao considerar o consumo de clínquer necessário para obtenção de uma unidade de desempenho (MPa), nota-se a tendência similar ao índice de carbono em virtude da variável depender da resistência mecânica à compressão, destacando-se os valores de 7.15 e 7.67 kg de clínquer/m³/MPa, para as composições com aditivo contendo 25% de PC e 40% de PM.

5.- CONCLUSÕES

Diante do objetivo de comparar o desempenho de PC, PV e PM como materiais cimenticios suplementares, podem ser elencadas as principais conclusões.

- O pó cerâmico vermelho PV atua nas matrizes sob efeitos de atividade pozolânica, enquanto PM e PC atuam como enchimento.
- A utilização de aditivo redutor de água permite melhorar consideravelmente o desempenho das misturas, ampliando o potencial de aplicação dos pós de RCD.
- Argamassas contendo 25% de PV, e 40% de PM alcançaram desempenho mecânico similar ao CP II F-32, enquanto que argamassas contendo 25% de PC atingiram 50 MPa.
- Os menores índices de carbono obtidos neste estudo corresponde a argamasa com 25% de PC, com 8.57 kg.CO_2/m³/MPa. O maior potencial de aplicação do RCD, foi identificado na mistura com 40% de PM, com uma emissão de 9,93 kg.CO_2/m³/MPa.

Este estudo demonstra o potencial de valorar as frações de pó de RCD como MCS, atingindo desempenho mecânico similar ao cimento convencional de classe 32 MPa.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Instituto Federal do Paraná. (IFPR). Ao Laboratório de Desempenho, Estruturas e Materiais LADEMA-UNILA. À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior pela bolsa de pesquisa concedida à autora Melissa Pastorini Proença (código CAPES 0001), e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil PPGEC/UFPR pelo apoio à pesquisa.

REFERÊNCIAS

[1] WBCSD, IEA, Low Carbon Technology Roadmap for the Indian Cement Sector: Status Review 2018, (2018) 52.

[2] Scrivener, K.L., John, V.M., Gartner, E.M. Eco-efficient cements: Potential economically viable solutions for a low-CO2 cement-based materials industry, Cem. Concr. Res. 114 (2018) 2–26.

[3] John, V.M., Quattrone, M., Abrão, P.C.R.A., Cardoso, F.A. Rethinking cement standards: Opportunities for a better future, Cem. Concr. Res. 124 (2019) 105832.

[4] Snellings, R., Suraneni, P., Skibsted, J. Future and emerging supplementary cementitious materials, Cem. Concr. Res. 171 (2023) 107199.

[5] Oliveira, D.R.B., Leite, G., Possan, E., Marques Filho, J. Concrete powder waste as a substitution for Portland cement for environment-friendly cement production, Constr. Build. Mater. 397 (2023) 132382.
[6] Proença, M.P., Oliveira, D.R.B. Risson, K.D.B. S., Possan, E. CDW Powder Activated by Mechanical, Thermal and Tannic Acid Treatment: An Option for Circularity in Construction, Waste and Biomass Valorization. (2024).
[7] ABRECON, Pesquisa setorial ABRECON 2020: a reciclagem de resíduos de construção e demolição no Brasil, 2022.
[8] Oliveira, D.R.B., Proença, M.P., Marques Filho, J., Possan, E. Mixed construction and demolition powder as a filler to Portland cement: study on packaged pastes, Ambient. Construído. 24 (2024).
[9] ABNT, NBR 7215: Cimento Portland ― Determinação da resistência à compressão de corpos de prova cilíndricos, 2019.
[10] ABNT, NBR 15116 - Agregados reciclados para uso em argamassas e concretos de cimento Portland ― Requisitos e métodos de ensaios, 2021.
[11] ABNT, NBR 12653: Materiais pozolânicos — Requisitos, 2014.
[12] ABNT, NBR 5752: Materiais pozolânicos — Determinação do índice de desempenho com cimento Portland aos 28 dias, 2014.
[13] ABNT, NBR 5751: Materiais pozolânicos ― Determinação da atividade pozolânica com cal aos sete dias, 2015.
[14] ABNT, NBR 15895: Materiais pozolânicos – Determinação do teor de hidróxido de cálcio fixado – Método Chapelle modificado, 2010.
[15] Kantro, D. Influence of Water-Reducing Admixtures on Properties of Cement Paste— A Miniature Slump Test, Cem. Concr. Aggregates. 2 (1980) 95–102.
[16] ABNT, NBR 7214: Areia normal para ensaio de cimento — Especificação, 2015.
[17] SIDAC, Dados Do Produto, (2024) 1. https://sidac.org.br/busca (accessed June 2, 2024).
[18] Czigler,T., Reiter, S., Schulze, P., Somers, K. Laying the foundation for zero-carbon cement, McKisy Co. (2020) 9.
[19] EFCA, Environmental Product Declaration - Concrete admixtures - Plasticizer and superplasticizer, 2021.
[20] Zhang, H. Zhang, C., He, B., Yi, S., Tang, L., Recycling fine powder collected from construction and demolition wastes as partial alternatives to cement: A comprehensive analysis on effects, mechanism, cost and CO2 emission, J. Build. Eng. 71 (2023)
[21] Rocha, J.H.A., Chileno, N.G.C., Toledo Filho, R.D. Mechanical and durability performance of mortars with Portland cement, recycled concrete powder, and metakaolin under accelerated carbonation conditions, Powder Technol. 453 (2025) 120616.
[22] De Lima, D.O., De Lira, D.S., Rojas, M.F., Junior, H.S. Assessment of the potential use of construction and demolition waste (CDW) fines as eco-pozzolan in binary and ternary cements, Constr. Build. Mater. 411 (2024).

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Mechanical strength of self-compacting concrete incorporating recycled cement

Adnan Al-Ganad [(1)], José Alexandre Bogas [(1, 2)] and Pedro Raposeiro da Silva [(2, 3)]

[(1)] Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Portugal.
[(2)] CERIS, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Portugal
[(3)] Lisbon School of Engineering, Polytechnic University of Lisbon, Portugal

ABSTRACT

The construction industry is a major contributor to global CO_2 emissions, largely due to the production of ordinary Portland cement (OPC). Self-compacting concrete (SCC), in particular, requires high content of cementitious materials to guarantee adequate stability in its fresh state. By reusing hydrated cement paste from concrete waste as an alternative binder to OPC, the demand for clinker production can be reduced, significantly lowering the carbon footprint of concrete. In this context, this study intends to investigate the mechanical performance of SCC incorporating recycled cement (RC) as a partial replacement for OPC. For this purpose, OPC was substituted by 0%, 10%, 20%, 30%, and 40% RC, and the resulting SCC mixtures were evaluated for fresh properties as well as 28-days compressive and splitting tensile strength. The findings indicate that, up to 30% RC replacement, the produced SCC achieves comparable compressive and splitting tensile strengths, while enhancing sustainability. However, SCC with 40% RC showed a slight reduction in mechanical performance, due to its high water demand. Nevertheless, RC showed high rehydration capacity, similar to that of OPC. RC is positioned as a sustainable and effective alternative to OPC in the concrete industry, offering potential for reducing the environmental impact without compromising structural performance. This research highlights the potential of RC in reducing the environmental footprint of concrete production, contributing to circular economy principles and promoting lower-carbon construction practices.

KEYWORDS: recycled cement, self-compacting concrete, mechanical strength, low-carbon binders, circular economy.

1. INTRODUCTION

SCC is a flowable, vibration-free concrete advantageous for congested reinforcement, enhancing durability, surface quality, and structural performance. However, it relies heavily on ordinary Portland cement (OPC), contributing significantly to global CO_2 emissions (8%) from clinker production [1]. More sustainable alternatives, like supplementary

cementitious materials (SCMs), can partially replace OPC, while improving SCC's durability [2-4]. However, most conventional SCMs, such as fly ash and scoria, are expected to become unavailable, as they are by-products of polluting industries. Furthermore, the effective replacement level of SCMs in cement formulations is already close to its optimum. Therefore, other low-carbon alternatives are needed. Recycled cement (RC), produced by thermally activating waste cement below 800°C, can directly substitute OPC due to retained cementitious properties [5]. Its successful use in mortars and concrete has been demonstrated in several studies over the past 5 years [6-8].

Thermal activation optimizes RC performance, with strengths peaking at 650°C, enhancing hydration kinetics [9, 10]. In this case, a new polymorph of C_2S is formed, with faster reactivity than belite [10]. For higher temperatures (>800°C) less reactive phases are formed [9]. The formation of hydration phases in RC (C-S-H, AFm, AFt), similar to those found in OPC has been demonstrated [7, 8]. Moreover, contrary to OPC, hydrated porous RC forms a dual microstructure, composed by inter and intra-porosity [7]. Similar mechanical strength and durability have been reported in concretes with up to 40%RC [8, 11]. Indeed, optimal RC incorporation up to 25-50% minimally affects mechanical strength, but higher levels showed to decrease concrete performance [6, 12]. Partial RC incorporation can improve durability through microstructural densification, though excessive content may negatively impacts long-term durability due to increased shrinkage and porosity [12].

However, the incorporation of RC in SCC remains underexplored. The main challenge lies in overcoming the inherently high water demand of RC, which adversely affects workability [11]. This arises from the porosity, high surface area and formation of free CaO, requiring higher superplasticizer use [13, 14]. Effective mix adjustments are crucial to managing SCC rheology and slump retention [15].

The present study aims to systematically investigate SCC incorporating RC, focusing on both fresh and hardened properties. Specifically, this research will assess the self-compactability of SCC mixes with up to 40% RC, as well as their compressive and splitting tensile strength. By evaluating the effects of different RC replacement levels, this study aims to contribute to establishing an optimal mix design that maintains the workability, durability, and mechanical performance of SCC while reducing OPC consumption. Ultimately, this research seeks to advance the sustainable use of RC in SCC, expanding its applicability in modern construction and reducing the environmental footprint of cement-based materials.

2. EXPERIMENTAL PROGRAMME

2.1 Materials

RC was retrieved from lab-made cement pastes produced with CEM I 42.5R (SECIL, Portugal), and w/c of 0.45. These pastes were wet cured for 7 days and then left five months in natural environment. The average 28-days compressive strength was 47 MPa. Then, the hardened paste underwent mechanical grinding to achieve an average particle size

of less than 150 µm. The thermal activation of cement waste to produce RC was performed in a rotary tube furnace. Cement waste was heated at 10°C/minute to 150°C (held 1 hour), 450°C (held 1 hour), and finally 650°C, maintained for 3 hours before gradual cooling.

Aggregate characteristics, namely fine sand (F_S) coarse sand (C_S), fine gravel (F_G) and coarse gravel (C_G) are detailed in Table 1, and OPC vs. RC comparative properties are summarized in Table 2.

Table 3. Natural Aggregates properties

Parameter	*Standard*	F_s	C_s	F_G	C_G
Oven-dried particle density (kg/m³)	EN 1097-6	2598	2599	2669	2683
Water absorption at 24 h (%)	EN 1097-6	0.15	0.26	0.39	0.31
Loose bulk density (kg/m³)	EN 1097-3	1588	1606	1424	1420
Granulometric fraction (d/D)	EN 12620	0/1	0/2	2/8	4/11.2

Fs=fine sand; C_S=coarse sand; F_G=fine gravel; C_G=coarse gravel

Table 4. Binders properties

Parameter	*Standard*	*OPC*	*RC*
Absolute density (g/cm^3)	-	3.05	3.00
BET surface area (cm^2/g)	-	18134	156853
Loss on ignition (950 C) (%)	-	2.48	8.41
Insoluble residue (%)	-	0.89	<0.52
$SiO_2 + Al_2O_3 + Fe_2O_3$ (%)	EN 196-2	19.64+5.34+3.05	19.14+5.13+3.00
CaO + MgO (%)	EN 196-2	62.80+1.80	60.79+1.77
Free CaO (%)	EN 451-1	0.7	13.94
Water requirement (w/b)	EN 196-3	0.31	0.74
Initial setting time (min)	EN 196-3	170	290
Final setting time (min)	EN 196-3	280	385

2.2. Composition and concrete production

To evaluate the effect of RC content, five SCC mixtures were prepared: one reference mix containing only OPC, and four others in which OPC was partially replaced by RC at 10%, 20%, 30%, and 40%, by volume. (Table 3).

Table 5. Mix proportions

Mixture	*w/b*	*w/c*	*OPC*	*RC*	*W*	F_s	C_s	F_G	C_G
			Kg/m³						
CEM	0.278	0.278	566	0	157	302	451	400	492
10RC	0.281	0.312	500	55	156	297	443	400	492
20RC	0.312	0.389	434	107	169	290	433	400	492
30RC	0.325	0.462	375	158	173	286	427	400	492
40RC	0.345	0.572	315	208	181	282	421	400	492

w/c= water/cement; w/b=water/binder; OPC= ordinary Portland cement; RC= recycled cement; W=water; Fs=fine sand; C_S=coarse sand; F_G=fine gravel; C_G=coarse gravel

Mix design followed the Nepomuceno et al. [16] methodology, targeting the European SCC class 2 [17]. The design included mortar optimization for flowability and viscosity, using 40%F_s to 60%C_s ratio, at constant fine particle-to-sand ratio (V_{pf}/V_s=0.65), and adjusting the water-to-binder ratio (V_w/V_b) and superplasticizer-to-binder ratio (S_p/b) to achieve a target viscosity range (Rm: 1.14–1.3) and fluidity range (Gm: 5.3–5.9).

Concrete packing and stability were optimized for a mortar-to-aggregate ratio (V_m/V_{CA}) of 2 and a gravel/sand ratio of 55/45. As mentioned, mixes were designed to meet the self-compactability requirements of SCC class 2: slump flow (660-750 mm), T_{500} (>2 s), V-funnel (9-25 s), and passing ability (P_A > 0.8).

2.3. Mixing procedure and test methodology

Gravel and sands were first mixed for 2 minutes in a vertical mixer with about 50% of the total mixing water, followed by a 1-minute rest. Then, OPC and RC were sequentially added with the remaining water, and mixed for 1 minute, followed by the remaining 10% of water, pre-mixed with SP. Mixing was completed after an additional 2 minutes, totaling approximately 6 minutes including the rest period.

The fresh density of SCC was measured according to EN 12350-6, and self-compactability was evaluated using V-funnel, L-box, slump flow, and T_{500} tests, according to the European guidelines for self-compacting concrete [17]. Concrete was tested for compressive strength on 150 mm cubes (EN 12390-3) and for splitting tensile strength on 150 × 300 mm cylinders (EN 12390-6). After demolding at 24 hours, all specimens were wet-cured until testing.

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1. Self- compactability

All mixtures met the required self-compactability of SCC class 2 [17], demonstrating adequate flowability and viscosity. The slump flow test confirmed that fresh concrete was able to attain a flow diameter between 700 and 750 mm (Table 4 and Figure 1).

Table 6 **.** Fresh state test results

Mixture	*Slump*		*V-funnel*	*L-box*
	T_{500} *(s)*	*D (mm)*	*(s)*	P_A
CEM	6	750	21	0.89
10RC	5	720	24	0.89
20RC	3	750	18	0.91
30RC	3	750	19	0.89
40RC	6	700	20	0.89

The T_{500} times exceeded 2 seconds, indicating appropriate viscosity. The V-funnel time ranged from 18 to 24 seconds, ensuring a smooth and stable flow without segregation. Passing ability (P_A), assessed through the L-box test, met the minimum specified ratio (≥ 0.80).

An increase in the RC content led to higher water demand, with a respective increase of w/c and S_P to maintain the required fluidity (Table 4).

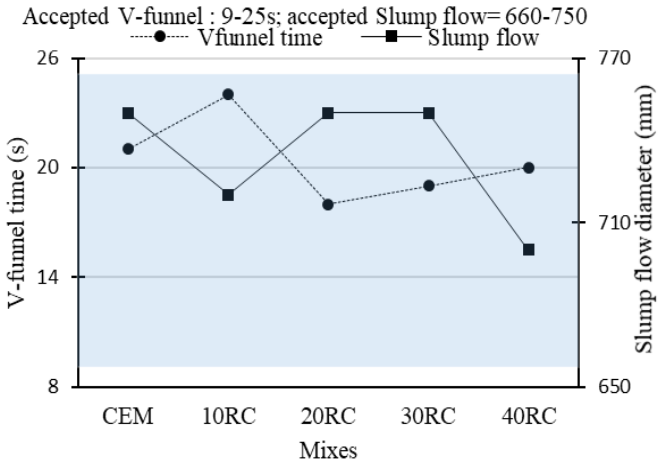


Figure 1. V-funnel time and slump flow diameter

3.2. Compressive strength

Table 5 and Figure 2 present the average 28-day compressive strength of SCC mixtures with varying levels of RC replacement. Strength slightly decreased with up to 30% RC incorporation, leading to only 1.2%, 3.8% and 5.3% reduction for 10%, 20%, and 30% RC, respectively. However, the strength reduction was significant for 40% RC (11.6%), which is explained by the 24% increase in w/c due to the excessive water demand of this mix. Nevertheless, the ratio compressive strength/OPC content of each mixture was 0.13, 0.14, 0.16, 0.19 and 0.21, for 0, 10, 20, 30, 40%, respectively. Accordingly, the efficiency improved with increasing RC content, indicating that RC performed at least as effectively

as OPC. These findings align with Real et al. [11], who reported comparable binding properties between RC and OPC in conventional concrete 0.35-0.65 w/c, for up to 40% RC incorporation. Nevertheless, considering proper placement and molding conditions, and only a slight reduction in mechanical performance, we may conclude that the production of SCC with up to 30% RC is more feasible.

Table 5. Compressive and splitting tensile strength

Mixture	*Fresh density*	*Compressive strength (28_d)*		*splitting tensile strength (28_d)*	
	Kg/m^3	*MPa*	*VC%*	*MPa*	*VC%*
CEM	2276	74.2	3.0	6.8	4.7
10RC	2302	73.3	2.4	6.2	2.8
20RC	2206	71.4	1.6	6.0	3.6
30RC	2240	70.3	0.7	5.6	1.6
40RC	2139	65.6	0.3	5.2	2.9

VC = variation coefficient

Overall, SCC with up to 30% RC achieves similar performance to that of OPC SCC, being suitable for high-performance applications. For SCC with 40% RC, mix design adjustments are recommended to mitigate strength losses, namely the simultaneous incorporation of other mineral additions that improve workability and reduce water demand. Nevertheless, for less than 12% reduction in compressive strength, it was possible to reduce the amount of OPC in as much as 45%. Considering that RC production can save over 60% in carbon emissions compared to OPC production [18, 19] overall CO_2 emissions can be reduced by 7, 16, 23 and 31%, for SCC with 10,20,30 and 40% RC, respectively.

3.3. Splitting tensile strength

Table 5 and Figure 2 present the splitting tensile strength at 28 days, showing a gradual decline with increased RC content due to the higher w/c of concrete and weaker interfacial cohesion [11]. Greater reduction is observed in tensile strength, suggesting less aggregate-paste interface cohesion [8]. Nevertheless, the ratio of tensile strength reduction against OPC content also increased with the amount of RC incorporation (0.012-0.016). Moreover, up to 20% RC, the strength reduction was less than 12%, increasing to 23.5% for 40% RC.

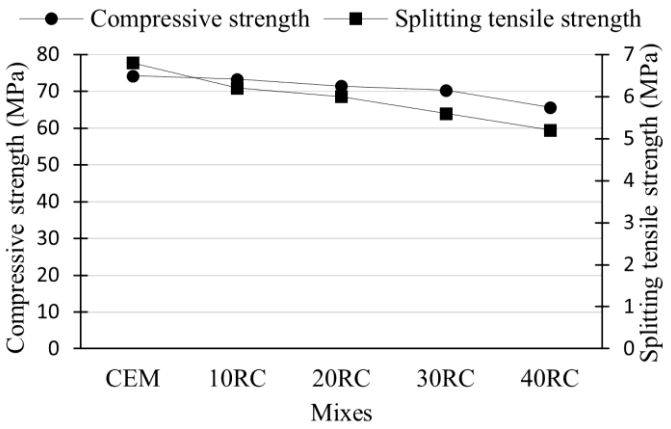


Figure 2. Average compressive and splitting tensile strength at 28 days

4. CONCLUSION

This study investigated the self-compactability and mechanical performance of SCC incorporating RC as a partial replacement for OPC. The experimental results indicate that SCC with up to 30% RC substitution retained comparable mechanical strengths to conventional SCC, confirming the viability of RC as an alternative binder for SCC production. In addition, the ratio of compressive strength to OPC content increased with higher RC incorporation, potentially enabling over a 30% reduction in carbon emissions. The main drawback of RC is its high water demand, which requires the development of alternative approaches to produce SCC containing over 30–40% RC.

The findings of this study highlight the potential of RC to reduce clinker dependency and mitigate the environmental impact of concrete production. The high rehydration capacity of RC ensures its effectiveness in strength development, while mix adjustments, such as SP optimization, help maintain workability. These results support the use of RC as a viable component in sustainable concrete applications, aligning with circular economy principles.

From a practical perspective, SCC incorporating up to 30% RC can be used in structural applications, contributing to low-carbon construction. Future research should focus on exploring hybrid binder systems and assessing time-dependent behavior and long-term durability to expand the applicability of RC.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the financial support of the Foundation for Science and Technology (FCT) through the project UIDB/04625/2025 of the research unit CERIS and the contribution of the Construction Materials Laboratory at Lisbon School of Engineering - Polytechnic University of Lisbon.

REFERENCES

[1] Lehne, J.; Preston, F., Making concrete change. Innovation in Low-carbon Cement and Concrete 2018.

[2] Chatterjee, T., Burnability and clinkerization of cement raw mixes. In Advances in Cement Technology, Elsevier: 1983; pp. 69–113.

[3] Singh, N.; Kumar, P.; Goyal, P., Reviewing the behaviour of high volume fly ash based self compacting concrete. Journal of Building Engineering 2019, 26, 100882.

[4] Türk, E.; Karataş, M.; Dener, M., Rheological, mechanical and durability properties of self-compacting mortars containing basalt powder and silica fume. Construction and Building Materials 2022, 356, 129229.

[5] Wang, J.; Mu, M.; Liu, Y., Recycled cement. Construction and Building Materials 2018, 190, 1124–1132.

[6] Carrico, A.; Real, S.; Bogas, J. A.; Pereira, M. F. C., Mortars with thermo activated recycled cement: Fresh and mechanical characterisation. Construction and Building Materials 2020, 256, 119502.

[7] Bogas, J. A.; Carrico, A.; Tenza-Abril, A. J., Microstructure of thermoactivated recycled cement pastes. Cement and Concrete Research 2020, 138, 106226.

[8] Carriço, A.; Real, S.; Bogas, J. A., Durability performance of thermoactivated recycled cement concrete. Cement and Concrete Composites 2021, 124, 104270.

[9] Real, S.; Carriço, A.; Bogas, J. A.; Guedes, M., Influence of the treatment temperature on the microstructure and hydration behavior of thermoactivated recycled cement. Materials 2020, 13 (18), 3937.

[10] Bogas, J. A.; Real, S.; Carriço, A.; Abrantes, J.; Guedes, M., Hydration and phase development of recycled cement. Cement and Concrete Composites 2022, 127, 104405.

[11] Real, S.; Bogas, J. A.; Carriço, A.; Hu, S., Mechanical characterisation and shrinkage of thermoactivated recycled cement concrete. Applied Sciences 2021, 11 (6), 2454.

[12] Qian, D.; Yu, R.; Shui, Z.; Sun, Y.; Jiang, C.; Zhou, F.; Ding, M.; Tong, X.; He, Y., A novel development of green ultra-high performance concrete (UHPC) based on appropriate application of recycled cementitious material. Journal of Cleaner Production 2020, 261, 121231.

[13] Alonso, C.; Fernandez, L., Dehydration and rehydration processes of cement paste exposed to high temperature environments. Journal of Materials Science 2004, 39 (9), 3015–3024.

[14] Serpell, R.; Lopez, M., Properties of mortars produced with reactivated cementitious materials. Cement and Concrete Composites 2015, 64, 16–26.

[15] Yu, R.; Shui, Z., Influence of agglomeration of a recycled cement additive on the hydration and microstructure development of cement based materials. Construction and Building Materials 2013, 49, 841–851.

[16] Nepomuceno, M.; Oliveira, L.; Lopes, S. M. R., Methodology for mix design of the mortar phase of self-compacting concrete using different mineral additions in binary blends of powders. Construction and Building Materials 2012, 26 (1), 317–326.

[17] Concrete, S.-C., The European guidelines for self-compacting concrete. BIBM, et al 2005, 22, 563.

[18] Sousa, V.; Bogas, J. A.; Real, S.; Meireles, I., Industrial production of recycled cement: Energy consumption and carbon dioxide emission estimation. Environmental Science and Pollution Research 2023, 30 (4), 8778–8789.

[19] Real, S.; Sousa, V.; Meireles, I.; Bogas, J. A.; Carriço, A., Life cycle assessment of thermoactivated recycled cement production. Materials 2022, 15 (19), 6766.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Aprovechamiento de la cáscara de huevo como material biogénico en la producción de cemento portland y mezclas ternarias: una contribución a la economía circular

Jose Dario Gavilanes [(1)], Juan Manuel Lizarazo Marriaga [(2)] y Francisco Antonio Corpas [(1)]

[(1)] Departamento de Ingeniería de la Construcción, EPS de Linares. Universidad de Jaén, España.
[(2)] Universidad Nacional de Colombia Sede Bogotá, Colombia.

RESUMEN

La cáscara de huevo de gallina, un residuo biogénico ampliamente disponible, representa una oportunidad desaprovechada para la sostenibilidad ambiental y económica, que, en su mayoría, es desechada en rellenos sanitarios. Este proceso contribuye a la acumulación de residuos y genera problemas ambientales críticos, como la emisión de gases de efecto invernadero y la producción de lixiviados durante la descomposición de la materia orgánica.

En este estudio, se explora el potencial de la cáscara de huevo como adición al cemento Portland, aprovechando su composición predominante de carbonato de calcio. Para ello, se compara con materiales calcáreos de origen minero utilizados en la producción industrial de cemento. El objetivo es definir el tratamiento más eficiente de la cáscara de huevo para su uso como adición mineral, así como evaluar su potencial cementante.

Los resultados demuestran que la cáscara de huevo, al ser calcinada a temperaturas superiores a 900°C, se transforma en óxido de calcio, un componente esencial en la formación del cemento hidráulico. Este proceso no solo permite valorizar un residuo abundante, sino que también reduce la dependencia de recursos mineros no renovables.

En conclusión, la cáscara de huevo es un material biogénico con un alto potencial para ser integrado en la industria del cemento, ofreciendo una alternativa sostenible y alineada con los principios de la economía circular. Su uso reduce la huella ambiental de la producción de cemento y contribuye a la gestión responsable de residuos, transformando un problema ambiental en una oportunidad de innovación y desarrollo sostenible.

PALABRAS CLAVE: Cáscara de huevo, material biogénico, cemento ecológico.

1.- INTRODUCCIÓN

La industria de la construcción se posiciona como uno de los sectores económicos con mayor impacto ambiental a nivel global, dado que sus actividades inciden negativamente en

la flora, fauna, cuerpos de agua, aire y suelo [1]. El sector aporta en gran medida emisiones de dióxido de carbono (CO_2), principalmente por la producción de Clinker Portland, estimándose que por cada tonelada de Clinker se emiten aproximadamente 842 kg de CO_2 a la atmósfera [2]. Paralelamente, la creciente demanda de recursos naturales como agua, madera y agregados pétreos [3] responde al fenómeno de urbanización acelerada; según el Banco Mundial, en 2023 el 56 % de la población mundial habitaba en centros urbanos, proyectándose un aumento al 70 % para 2050 [4]. Este incremento en la actividad constructiva conlleva un consumo intensivo de recursos, generando en diversas regiones la escasez o agotamiento de materias primas esenciales, particularmente aquellas utilizadas en la producción de hormigón [3].

En la actualidad, diversos recursos con potencial de aprovechamiento son tratados como residuos y dispuestos en rellenos sanitarios, tanto en contextos residenciales como industriales [5], sin ser reincorporados a la cadena de valor bajo los principios de la economía circular. Tal es el caso de la cáscara de huevo, un residuo orgánico que, al ser desechado sin tratamiento adecuado, puede generar gases de efecto invernadero más nocivos que el CO_2 y contribuir a la contaminación de zonas de agua y el subsuelo por de lixiviados [6].

Esta investigación propone la valorización de la cáscara de huevo como parte de un proceso de simbiosis industrial, en línea con los Objetivos de Desarrollo Sostenible (ODS) 3, 6, 8, 9, 11, 12 y 13, contribuyendo a la mitigación del cambio climático, una amenaza directa para la supervivencia humana [8]. La cáscara de huevo, considerada un material biogénico al ser generada por organismos vivos para funciones vitales [9], es actualmente desaprovechada a gran escala; en 2019 se registraron consumos per cápita anuales de 457 huevos en China o cerca de 3,2 millones de toneladas (t) de cáscara de huevo, 436 en México o 274.244t de cáscara de huevo y 344 en Estados Unidos o 564.676t de Cáscara de huevo [10], lo que evidencia el alto volumen de residuo generado, especialmente a nivel residencial. El objetivo del estudio es identificar un tratamiento eficiente para la cáscara de huevo que permita su uso como adición mineral y evaluar su potencial como material cementante, comparándola con adiciones de origen calcáreo tradicional, como el carbonato de calcio grado USP y una caliza industrial empleada en la producción de cemento.

2.- MÉTODOS Y EXPERIMENTACIÓN

La formación de la cáscara de huevo, denominación que se utiliza para los huevos de gallina[11], se genera al interior del animal en un proceso que lleva varias etapas, y que termina en la generación de los componentes de calcio que se toman directamente de la sangre mediante mecanismos pasivos[11]. Por otro lado, en el istmo se producen las membranas que recubren el huevo, compuestas por colágeno y otras proteínas. Finalmente se produce un proceso para incorporar una solución que contiene carbonato de calcio y bicarbonato sobre la membrana exterior [12], esta última cáscara protege al huevo de daños y a su vez de intercambio de minerales entre el exterior y el interior [13].

2.1.- Materiales

En esta investigación se utilizó cáscara de huevo color pardo, con altos contenidos de carbonato de calcio, y material orgánico adherido a este por el proceso de fabricación de la cáscara al interior de la gallina [14].

Carbonato de Alta Pureza grado USP, es un compuesto químico formado por carbono, oxígeno y calcio [15] con alto contenido de $CaCO_3$ que puede ser utilizado en diferentes industrias; su caracterización se realizó mediante ensayos de densidad, TGA y FRX.

Caliza industrial de origen colombiano utilizada como adición cementante suplementaria, cuyo componente base es carbonato de calcio de alta pureza, utilizado en la industria cementera [16], se realizó una caracterización de densidad del material y TGA, complementado los estudios realizados por Salazar Mayorga [16].

Se utilizó cemento comercial tipo ART (alta resistencia temprana) de acuerdo con la Norma NTC 121, que referencia a la norma ASTM C 1157. Se le realizó ensayos de densidad del cemento (NTC 221) y finura del cemento con el permeámetro de Blaine (NTC 33).

2.2.- Experimentación

Thermogavimetric Analisis - TGA, esta técnica consiste en incrementar la temperatura a un material mientras se controla el cambio de su masa, esto se efectúa en una atmosfera controlada [17]. Para el caso de los materiales sometidos a este ensayo se subió la temperatura hasta 900°C, y se verificó la pérdida de peso, este cambio de temperatura también indica cambios físicos y químicos que puede sufrir los materiales [18]. En las figuras 1, 2, 3, se presentan las gráficas obtenidas para el carbonato de calcio biogénico, carbonato de calcio grado USP y caliza industrial. Se evidencian variaciones en tanto por efectos de humedad como por calcinación de materia orgánica en el $CaCO_3$ biogénico, comparado con las otras dos muestras; sin embargo, el Carbonato USP, cuenta con algunas variaciones en humedad y contenidos de materia orgánica, la muestra de la caliza industrial no cuenta con variaciones de peso por aumento de temperatura.

La espectrometría de fluorescencia de rayos X - FRX, esta técnica consiste en medir la intensidad de radiaciones emitidas por los átomos de un material cuando sobre ellos se irradia un haz de rayos X [19]. En la tabla 1, 2 se presenta los elemento o compuestos obtenidos para el material biogénico y el Carbonato de Calcio grado USP. Con relación a la caliza industrial de acuerdo con Salazar [16], cuenta con un porcentaje cercano a 97.56% de $CaCO_3$, 1.39% de SiO_2, 0.65% de MgO y el 0.21% de Al_2O_3 como sus principales componentes.

Densidad: Se realizó mediante este ensayo para determinar la densidad del cemento hidráulico NTC 221 y de las adiciones contenidas en cementos ternarios a realizar; la tabla 3, presenta las densidades de la materia prima utilizada para la elaboración de los

cementantes escogidos tanto para la muestra patrón como para muestras ternarias utilizadas, se evidencia una densidad muy baja para la cáscara de huevo (material biogénico), el cual fue obtenido solamente en un proceso de secado, pulverización y tamizado; esto se debe a la presencia de materia orgánica que tiende a disminuir la densidad de la muestra; de la misma forma, se evidencia una leve variación entre el carbonato de calcio grado USP y la caliza industrial.

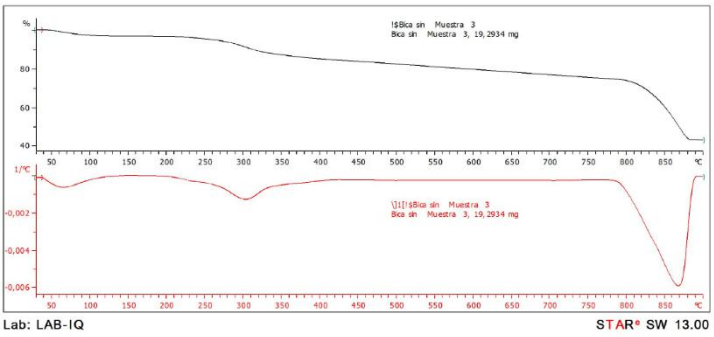


Figura 1. TGA Cáscara de huevo

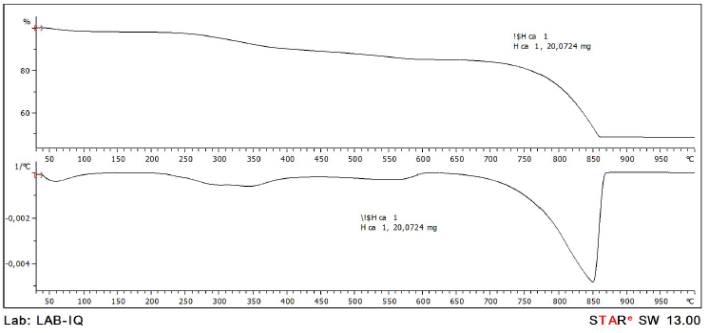


Figura 2. TGA Carbonato de Calcio USP

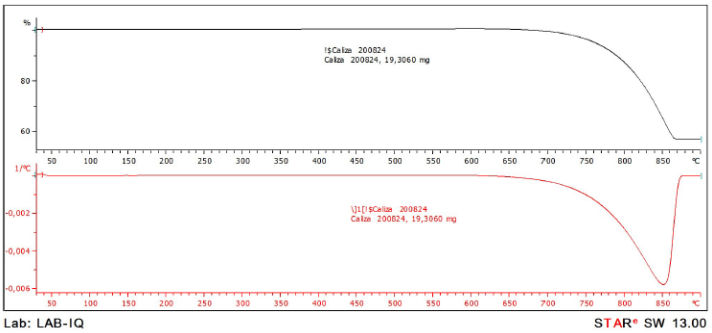


Figura 3. TGA Caliza industrial

Tabla 1. Datos obtenidos de FRX para el Carbonato de calcio USP y biogénico

Nombre	*Elemento y/o compuesto*	*XRF – 9053 M-Carbonato de Calcic USP (% en peso)*	*XRF – 9053 M-Carbonato de Calcio USP (% en peso)*
Carbonato de calcio	$CaCO_3$	99.70%	98.31%
Magnesio	MgO	0.12%	0.50%
Azufre	S	0.02%	0.39%
Fósforo	P_2O_5	10 ppm	0.38%
Sodio	Na_2O	-	0.14%
Silicio	SiO_2	0.07%	0.09%
Estroncio	Sr	71 ppm	0.07%
Cloro	Cl	-	0.04%
Potasio	K_2O	-	0.04%
Aluminio	Al_2O_3	0.05%	0.03%
Hierro	Fe_2O_3	0.03%	0.03%

2.3.- Caracterización

Se realizó una muestra patrón en cubos de mortero y luego muestras ternarias en donde se varió el carbonato de calcio (Biogénico, USP, Caliza Industrial); la fabricación de la mezcla ternaria cuenta con una composición de 55% Cemento Hidráulico ART, 30% de Arcilla

Calcinada y 15% de carbonato de calcio, para ser falladas a compresión a 7 días y 28 días, en cada material se desarrolló 3 probetas para falla y un total de 24 cubos de mortero.

Tabla 2. Densidades de los materiales utilizado para la fabricación del cemento ternario realizado

Muestra	*Densidad (g/cm^3)*
Cemento hidráulico	3.069
Carbonato biogénico	2.381
Carbonato de Calcio grado USP	2.702
Caliza Industrial	2.718[16]

Para la fabricación de cubos de mortero, se utilizó la NTC 220, junto con la NTC 112, norma que determina el mezclado mecánico de pastas y morteros de cemento hidráulico.

Para el caso de la cáscara de huevo o carbonato de calcio biogénico, se realizó la adquisición del material en pequeñas empresas que utilizan el huevo, luego se procede a lavar las cáscaras únicamente con agua, se lleva a secado al horno a 110°C, hasta peso constante, pulverizado mediante molino de bolas y finalmente tamizado para obtener material pasa tamiz 74 micras.

3.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Las muestras de cubos de mortero realizadas dieron como resultado a compresión los siguientes datos.

Tabla 3. Resultados de cubos de mortero ensayados a compresión

Muestra	*Resistencia a compresión 7 días (MPa)*	*Resistencia a compresión 28 días (MPa)*
Patrón (cemento hidráulico)	32.60	41.69
Muestra ternaria carbonato biogénico	9.08	14.50
Muestra ternaria carbonato de calcio USP	12.01	21.04
Muestra ternaria caliza Industrial	12.10	21.13

Los cubos de mortero patrón evidenciaron un resultado de resistencia alto 41.69MPa a 28 días edad final, para los 7 primeros días la muestra alcanzó el 78.20% de la resistencia final, mientras que para los cubos de carbonato biogénico (polvo de cascara de huevo) se alcanzó a los 7 días un porcentaje de 62.62% del resultado final 14.50MPa; para los resultados del carbonato de calcio USP y la caliza industrial a los 7 días, la resistencia solo subió a 57.08% y 57.26% respectivamente.

Esto evidencia que la interacción de materiales en las mezclas terciarias (Cemento ART, arcilla calcinada y carbonato de calcio) para cada mezcla de carbonato de calcio, es diferente y depende de sus composiciones químicas, con una baja en la resistencia del carbonato de cáscara de huevo, posiblemente por el efecto de la capa orgánica que limita las reacciones químicas y la interacción entre la pasta de mortero y el agregado.

Con relación a los aspectos estadísticos, se tiene para la muestra patrón, media 41.692, rango 3.430, varianza 3.635, desviación estándar 1.907, coeficiente de variación 4.57%; para el caso de la caliza industrial se obtuvo, media 21.134, rango 2.453, varianza 1.504, Desviación estándar 1.226, coeficiente de variación 5.80% y para el carbonato biogénico obtenido de cáscaras de huevos fue, media 14.497, rango 0.564, varianza de 0.080, desviación estándar de 0.283, coeficiente de variación 1.95%.

4.- CONCLUSIONES

En la actualidad se hace necesario la investigación y puesta en marcha a nivel industrial sobre como la implementar la economía circular desde los residuos, que son fuentes de problemas en los rellenos sanitarios a nivel mundial.

La cáscara de huevo como material biogénico con altas concentraciones de carbonato de calcio puede ser incorporado como un material cementante suplementario, adición a los cementos convencionales que en la actualidad se encuentran en el mercado.

En la Cáscara de huevo como material biogénico a ser utilizado, se requiere eliminar completamente la materia orgánica, debido a que en las pruebas realizadas este aspecto incidió en la interacción del cementante principal (cemento hidráulico) y de los dos materiales incluidos arcilla reactiva y carbonato de calcio biogénico.

Los ensayos realizados, dieron como resultado, una disminución considerable de resistencia comparada con la muestra patrón que para el caso de material biogénico fue de 27.19MPa, es decir 65.21%, para el carbonato de calcio USP de 20.65MPa o del 49.53% y finalmente para la caliza industrial de 20.56MPa o de 49.31% respectivamente, esto se debe a que el cemento hidráulico ART cuenta con adiciones que en este caso limitaron la interacción de las adiciones.

REFERENCIAS

[1] Grupo Banco Mundial, "Desarrollo Humano panorama general," Documento Web. Accessed: May 13, 2025. [Online]. Available: https://www.bancomundial.org/es/topic/urbandevelopment/overview#:~:text=En%20la%20actualidad%2C%20alrededor%20del,10%20personas%20vivir%C3%A1n%20en%20ciudades..

[2] L. F. Salazar-Mayorga, J. Lizarazo-Marriaga, and J. F. Arango-L, "Depassivation of reinforcing steel due to accelerated-carbonation in limestone calcined clay cement concretes," *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 58, no. 1, Feb. 2025, doi: 10.1617/s11527-024-02485-w.

[3] OECD, *Global Material Resources Outlook to 2060*. OECD, 2019. doi: 10.1787/9789264307452-en.

[4] Grupo Banco Mundial, "Desarrollo urbano," Washington, Apr. 2023. [Online]. Available: https://www.bancomundial.org/es/topic/urbandevelopment/overview#:~:text=En

[5] R. del P. Cárdenas-Valbuena *et al.*, "Impacto ambiental y riesgos potenciales generados en los rellenos Sanitarios – Revisión narrativa de la literatura," *Revista Investigación en Salud Universidad de Boyacá*, vol. 9, no. 2, Dec. 2022, doi: 10.24267/23897325.746.

[6] P. K. Amritha and P. P. Anilkumar, "Development of Landscaped Landfills Using Organic Waste for Sustainable Urban Waste Management," *Procedia Environ Sci*, vol. 35, pp. 368–376, 2016, doi: 10.1016/j.proenv.2016.07.016.

[7] N. Unidas, "La Agenda 2030 y los Objetivos de Desarrollo Sostenible: una oportunidad para América Latina y el Caribe," Santiago de Chile, Dec. 2018. [Online]. Available: www.issuu.com/publicacionescepal/stacks

[8] K. M. M. P. y M. K. C. de Miguel, "Economía circular en América Latina y el Caribe: oportunidad para una recuperación transformadora," Santiago de Chile, 2021. [Online]. Available: www.cepal.org/apps

[9] DPEJ, "Definición de biogénico, ca - Diccionario panhispánico del español jurídico - RAE," 2023, Accessed: May 13, 2025. [Online]. Available: https://dpej.rae.es/lema/biog%C3%A9nico-ca#:~:text=Amb.,contaminaci%C3%B3n%20cuando%20no%20es%20antropog%C3%A9nica.

[10] FENAVI, "Consumo Per cápita Mundo - Huevo - FENAVI - Federación Nacional de Avicultores de Colombia," 2019, Accessed: May 13, 2025. [Online]. Available: https://fenavi.org/estadisticas/consumo-per-capita-mundo-huevo/

[11] D. Benito Mateos-nevado Artero and D. Mª Dolores Mateos-nevado Alonso, "FISIOLOGÍA, FORMACIÓN Y ESTRUCTURA DEL HUEVO."

[12] M. T. Hincke, J. Gautron, and A. B. Rodriguez-Navarro, "The eggshell: structure, composition and mineralization," 2014. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/publication/51895246

[13] A. H. Parsons, "Structure of the Eggshell 1."

[14] I. Lavelin, N. Meiri, and M. Pines, "New Insight in Eggshell Formation."

[15] M. M. H. Al Omari, I. S. Rashid, N. A. Qinna, A. M. Jaber, and A. A. Badwan, "Calcium Carbonate," in *Profiles of Drug Substances, Excipients and Related*

Methodology, vol. 41, Academic Press Inc., 2016, pp. 31–132. doi: 10.1016/bs.podrm.2015.11.003.

[16] L. Felipe and S. Mayorga, "Evaluación de la Resistencia a la Corrosión debida a Carbonatación en Concretos con Cementos Pórtland adicionados con Caliza y Arcilla Calcinada," 2023.

[17] P. Inc, "Thermogravimetric Analysis (TGA) TGA 8000 TGA 4000 STA 6000 / STA 8000 The Thermogravimetric Instrument Family."

[18] A. Vani, "THERMOGRAVIMETRIC ANALYSIS(TGA)." Accessed: May 05, 2025. [Online]. Available: https://vikramuniv.ac.in/files/wp-content/uploads/M.Sc_._IV_Sem_Chemistry_Thermo-gravimetricanalysis__TGA__Dr._Anshumala_Vani.pdf

[19] P. Bermudez Polonio, D. E. La, C. Castillo, F. F. Cellini, and R. Madrid, "ESPECTROMETRÍA DE FLUORESCENCIA DE RAYOS X I. Aplicación a la determinación de torio en minerales."

2- BETÃO IMPRESSO EM 3D
| IMPRESIÓN 3D DE HORMIGÓN

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Challenges and Opportunities of 3DCP Adoption for US Workforce Training

Vida Babajaniniashirvani,[1] Andrew McCoy, Ph.D., [2] and Kereshmeh Afsari, Ph.D.[3]

[(1)] Virginia Center for Housing Research (VCHR), Myers-Lawson School of Construction, Virginia Tech, Blacksburg, VA 24061. Email: vidashirvani77@vt.edu
[(2)] Virginia Center for Housing Research (VCHR), Myers-Lawson School of Construction, Virginia Tech, Blacksburg, VA 24061. Email: apmccoy@vt.edu
[(3)] ARCADE Research Lab, Myers-Lawson School of Construction, Virginia Tech, Blacksburg, VA 24061. Email: keresh@vt.edu

ABSTRACT

The rise of 3D concrete printing (3DCP) has the potential to transform construction with faster, more sustainable, higher quality, and cost-effective methods. However, a significant skills gap and the lack of specialized education programs hinder its widespread adoption. In a previous study, the research team identified 16 key competencies for effective 3DCP implementation in the AEC industry through a literature review and industry expert focus group. A survey of 57 U.S. professionals ranked *knowledge of concrete mix*, *knowledge of the 3D concrete printing process*, and *3D printer operations and specifications* as the top-ranked perceived key competencies. Building on these findings, this study further investigates industry professionals' perspectives through two open-ended survey questions to identify additional competencies necessary for working with 3DCP in construction and to gather supplementary insights or suggestions. Additionally, it explores the challenges and opportunities of 3DCP adoption based on the focus group discussion. The results of thematic analysis uncovered additional competency in *marketing and financial analysis*. Findings can help facilitate effective workforce development for 3DCP technology adoption.

KEYWORDS: 3D Concrete Printing, 3DCP, Construction Technology, Workforce Development

1.- INTRODUCTION

The cost of construction has continued to rise internationally and is leading many to focus on innovative, affordable housing solutions [1]. In the United States, almost 30% of all households pay too much for housing, with many spending 50% or more of their income on housing costs. Producing buildings has become increasingly expensive, with the average

cost of construction increasing by 5 times from 1908 to 1960, by 9 times from 1960 to 1990 and from 1990 – 2014 the cost of materials alone was 1.8 times higher. More recently, the direct costs of homebuilding have doubled [2].

In terms of labor, the 2008 financial crisis significantly affected the housing industry, and it has still not recovered. Financial uncertainty immediately led to a dispersion of trades away from construction, a loss of production, and resulted in a decade of underproducing new homes. While existing housing sales recovered by 2017, the percentage of new home construction, which provides the majority of housing's economic impact (jobs, materials, and services), was still half of its pre-2008 level. Over the last decade, the combination of labor shortages, a lack of available land, cost inflation (both labor and materials), supply chain disruptions, and rising costs of financing have resulted in few options the median homebuyer can afford. The National Association of Homebuilders estimates that 103.5 million households, or 76.9% of all U.S. households, are not able to afford a median priced new home. Further, for every $1,000 increase in median home price, 153,967 families are priced out of homeownership [3].

As a result, attention has shifted toward the promise of innovation. Recent housing innovation has focused on better building performance, optimized design and construction practices, widely adopted digital simulation, and advanced construction workforce training. While some developers and startups have piloted innovations, few have been able to scale. No *single* technology can solve housing affordability, while 3D concrete printing (3DCP) promises labor efficiency, material waste reduction, localized materials to reduce reliance on supply chains [4] that could increase affordability in housing. However, a significant skills gap and the lack of specialized education programs hinder its widespread adoption.

2.- BACKGROUND

2.1.- 3D Concrete Printing Technology Overview

3D Concrete Printing is an additive manufacturing process that constructs buildings or structural components by layering concrete material directly from digital models [5]. While conventional approaches cast concrete into a mold, 3DCP combines digital technologies and material characteristics to allow concrete construction without the use of formwork [6]. The most common technique, material extrusion, involves a nozzle depositing concrete layer by layer, while other methods like particle bed binding and material jetting offer alternative approaches for creating complex geometries [7,8]. For successful 3DCP, the concrete mix must meet stringent criteria, including extrudability, buildability, workability, interlayer adhesion, and sufficient open time to ensure structural integrity and print quality [9,10].

2.2.- Benefits of 3DCP in Construction

Three-dimensional concrete printing technology is the computer-aided process of building concrete structures by extruding concrete layer by layer through both a digitally controlled pump and hopper [11]. Unlike the conventional approach of casting into a mold, 3DCP

combines digital technologies and new insights from materials technologies to allow free-form construction without the use of formwork [12]. In fact, development of contour crafting, a method of layered manufacturing process, facilitated 3DCP of large building structures by extruding concrete paste using larger nozzles and higher pressure to account for the different consistencies of concrete [13]. Gantry robots with 3 or 4 Degrees-of-Freedom (DOF) for large projects, and articulated arm robots with 6 or more DOF for smaller objects are the most widely used tools in 3DCP [14].

Benefits of 3DCP include decreased waste, costs, time, and labor, while increasing productivity and improving the quality of construction, also allowing for the highly precise fabrication of complex, geometric, and hollow structures [11]. 3DCP can increase construction sustainability by reducing formwork waste [12]. 3DCP can significantly reduce environmental effects in terms of global warming potential (GWP), acidification potential (AP), eutrophication potential (EP), smog formation potential (SFP), and fossil fuel depletion (FFD) compared to conventional construction methods. The use of lightweight concrete, where lighter-weight aggregates are used, in 3DCP showed a further decrease in the GWP, AP, EP, and FFD impact from those of normal printable concrete materials [15]. Another benefit of automated construction using 3DCP is its potential to decrease the number of injuries and deaths in the construction sector and upskill the current workforce [11].

2.3.- Challenges of 3DCP Adoption

3DCP also contains specific factors that could limit its adoption in the construction industry. Notable 3DCP challenges include: Material Consistency, Scale Limitations, Regulatory Compliance, High Initial Investment, and Technical Expertise [16,17]. Material consistency involves developing concrete mixes suitable for the extrusion and structural requirements of buildings. Even with consistent materials, most applications are currently limited to small and medium-sized structures, and scaling up requires advances in printer technology, materials, and construction techniques. The lack of standardized building codes for 3D-printed structures impedes widespread adoption and project approval. Despite regulatory compliance, the cost of acquiring specialized 3DCP equipment and technology is a barrier for many possible adopters. Technical expertise needed for operating 3DCP machinery and managing digital workflows includes specialized skills, highlighting a significant workforce training gap.

2.4.- Current State of 3DCP Workforce Education and Training

Current efforts in 3DCP education are fragmented and largely ad-hoc. Continuing education courses are offered by organizations such as the American Concrete Institute (ACI), Precast Concrete Institute (PCI), and American Institute of Architects University (AIAU), while technology providers like Apis Core and Cybe Construction provide operator training [16]. These programs vary in length (from one hour to two months), cost (free to €8,999), and modality (online, in-person, hybrid). Educational content typically covers 3DCP fundamentals, digital modeling (using tools like Rhinoceros and Grasshopper), simulation software, and hands-on printer operation [16,18]. Some courses address advanced topics such as reinforcement techniques, customized concrete mixes, and

cost/benefit analysis. However, most training remains basic, with limited comprehensive or standardized curricula.

2.5.- 3DCP Competencies for 3DCP Training

Our prior research through literature review and a focus group study identified 16 key competencies necessary for effective 3DCP implementation in the architecture, engineering, and construction (AEC) industry [19]. The literature underscores the need for structured, standardized curricula to address current knowledge gaps and support effective workforce training in 3DCP [16,19]. Integrating digital design, robotic execution, and material science into hands-on training programs is essential for preparing professionals for the demands of 3DCP-enabled construction operation [18]. As technology matures, there is significant potential for upskilling the existing workforce and creating new career opportunities within the sector.

3.- METHODOLOGY

This study employs a mixed-method approach to address the research objective, i.e., to identify challenges and opportunities of 3DCP workforce development. The work builds on two previous literature and media reviews [16,19], then develops findings based on additional survey and focus group data collected from 3D concrete printing experts. Due to the novelty of 3DCP, in terms of concept and application, previous empirical work was limited, and scientific studies mostly pertained to specialized applications. McCoy et. al [1] originally developed exclusion criteria to sort 3DCP literature based on the type of study, industry sector, industrial technology, and country of origin, deriving 13 technological factors driving 3DCP effectiveness. In that study, the *mix* ("ink") was reportedly the most important factor in a successful 3DCP. Babajaniniashirvani et al. [19] next developed a systematic review of 52 peer-reviewed publications for aligning these 13 technological factors with key competencies required for successful 3D concrete printing, arriving at 12 core areas of key competencies.

For this work, we expand on Babajaniniashirvani et al.'s [19] 12 core areas using a two-stage methodology, providing detail to previous findings: a focus group with 7 industry experts and a survey of 57 AEC professionals familiar with 3DCP. The focus group extracted essential workforce competencies, expanding to 16 key competency categories (12 of which aligned with the cores areas established in the previous literature review). The research team then administered a survey to evaluate the perceived importance of these 16 competencies and highlight additional recommendations of professionals for perceived success.

Focus group data were collected from experts as participant-observers: those individuals who have direct knowledge of building with 3DCP [20]. Based on their experience, the team determined focus group members' knowledge of 3DCP as sufficient and appropriate [21], using common terminology to 3DCP across the group. To preclude bias, interviewees were not allowed to view questions a priori. The research team then collected and transcribed interview responses, identifying their relevance to key competencies for content

pattern analysis. Content pattern analysis serves as one appropriate form of inductive analysis (salient information retrieval) from field-based phenomenon [20,22]. The research team performed analysis by examining transcripts line by line, independently matching responses to competencies, and identifying related content. Separate examinations were collected into one document with non-consensus items further discussed by the research team. Interview data without the team's majority consensus were discussed until majority consensus was reached; responses without majority consensus were excluded. This work presents its findings from consensus results of interview data in the following sections.

The survey research also prompted Architecture, Engineering and Construction (AEC) professionals with knowledge of industry practices and innovation through two open-ended questions at the end of the survey: (1) to identify any additional competencies necessary for working with 3D concrete printing in construction that were not previously discussed in the survey, and (2) to provide any other comments/suggestions relevant to training in 3DCP. Out of the 57 participants, 39 individuals responded to the first question, resulting in 67 different responses. A thematic qualitative analysis was conducted on these responses to categorize them by discussion themes and explore any potential new competency.

4.- RESULTS

4.1.- Participant Demographics

Seven AEC industry experts (6 male, 1 female) participated in the focus group study, representing five industry sectors: general contractor, engineering/architecture, technology providers, specialty trades/crafts and government. Their professional backgrounds included roles such as architect, project engineer, project/business manager, researcher, and president. Participants were evenly distributed across company sizes, with 28.57% from small (1-25 employees) and mid-sized (101-250) firms, and 14.29% each from medium (26-100), large (251-500), and very large (501+) companies and were based in six U.S. states. Most participants (71.43%) had less than 20 years of AEC/FM experience but held advanced 3DCP knowledge. 3DCP Project involvement varied, with equal shares (42.68%) having either limited (1-2 projects) or extensive (11+ projects) experience, and a smaller group (14.29%) reporting moderate experience (3-4 projects).

The survey respondents represented 16 different states across the U.S., with Virginia making up the largest share at 47.37%. Over half of the participants (52.63%) identified their companies as general contractors. Most respondents (35.09%) were affiliated with large companies employing more than 500 people, while 31.58% worked for small businesses with 1 to 25 employees. The majority of participants were male (78.95%), and their job titles encompassed a broad spectrum of roles within the construction sector. The largest group (35.09%) selected "Other" for their job role, pointing to a diverse range of specialized positions not listed among the predefined choices. These included roles such as VDC specialist, innovation manager, corporate advisor, field engineer, executive chairman, vice president, assistant project manager, and construction field representative. Project Managers made up the second largest group at 19.30%, followed by Project Engineers at

12.28%. The data also revealed that a considerable share of respondents (38.60%) had more than 20 years of experience in the industry. The second most common range of experience was 10 to 15 years, reported by 17.54% of participants. All individuals surveyed had at least 1 to 2 years of experience in the AEC/FM fields, with no respondents indicating a lack of prior experience.

4.2.- Industry's Perceived Competencies for 3DCP

Survey participants rated each of the 3DCP competencies using a 5-point Likert scale. The scale measured importance from 1 to 5, where 1 indicated "Not at all important" and 5 indicated "Extremely important," with gradations in importance between. Among all competencies, *knowledge of concrete mix* emerged as the most critical, receiving the highest mean rating (M = 4.55) and the lowest standard deviation (SD = 0.69), indicating strong consensus on its importance in 3DCP construction projects. Figure 1. presents the mean ratings and standard deviations (SD) of the 16 3DCP key competencies, as ranked by survey participants, arranged in descending order of importance [19].

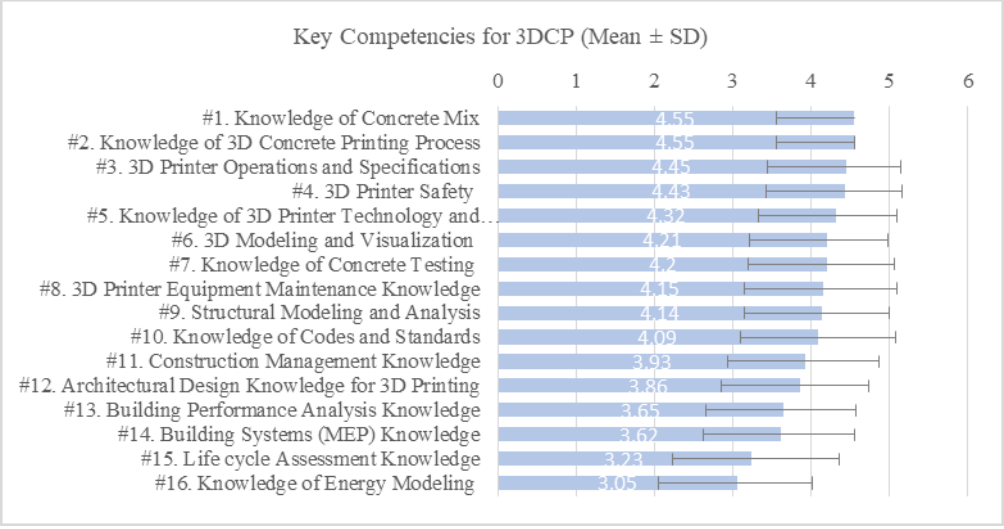


Figure 1. Mean ratings (± standard deviation) of key competencies required for effective implementation of 3DCP, based on survey responses from AEC industry professionals (n = 57).

4.2.1. Focus group insight

Qualitative analysis of the focus group discussion revealed that *knowledge of concrete mix* was consistently emphasized as the most critical and frequently mentioned competency for effective AEC workforce training in 3DCP. Participants highlighted the importance of expertise in concrete chemistry and mechanics, including an understanding of mix consistency, pumpability, climate adaptability, curing and cooling processes, and the ability to adjust formulations for optimal printing outcomes. Several experts identified the concrete

mix as one of the primary early-stage challenges in 3DCP projects. They described it as a "gateway" competency, fundamental to ensuring print reliability, enabling scalability, and facilitating the standardization of methods that translate material properties into structurally sound, printable designs.

Based on the focus group discussion, training the workforce to effectively implement 3DCP technology presents a unique set of opportunities and challenges. A key opportunity identified by the focus group was the integration of materials science into 3DCP workforce training. Participants emphasized the importance of educating students on mix rheology, admixture chemistry, setting behavior, and the microstructural performance of printed concrete. However, they also noted the challenge of teaching how variations in concrete mix design impact printability, interlayer bonding, and long-term durability, critical knowledge areas that are often difficult to convey in traditional training settings. Based on the focus group discussion, training the workforce to effectively implement 3DCP technology presents a unique set of opportunities and challenges, described as follows:

Opportunities:

- Collaboration with universities and community colleges to integrate 3DCP into their curricula.
- Providing hands-on training with 3D printing equipment, along with classroom instruction.
- Using a "crawl, walk, run" methodology to gradually increase project complexity.
- Leveraging the expertise of professionals from various fields (materials science, design, construction, and structural engineering).
- Establishing partnerships with universities to install 3D printers on campus, providing students with access to technology and learning opportunities.

Challenges:

- Obtaining buy-in from university leadership and faculty to incorporate 3DCP into their programs.
- Securing the necessary space and resources for 3D printing equipment.
- Replicating on-the-job learning experiences in a classroom setting.
- Teaching specialized knowledge about failure mechanisms, design geometries, and differences between 3DCP and conventional construction methods.
- Ensuring trade and vocational program graduates acquire the necessary skills and are job ready.
- Educating building code officials on the technology and evolving standards to facilitate permitting and inspection processes for 3D printed structures.

4.2.2. Survey participants insight

A thematic analysis was conducted on participants' responses to the two open-ended questions, categorizing their input based on discussion themes. These themes were then compared with the identified competencies to explore the potential emergence of new key competencies. Based on the survey result, 11 distinct themes were identified through

qualitative analysis, with inputs clustered based on their thematic similarities, as presented in Table 1 by the number of responses in descending order. This table provides detailed analysis of the identified themes from the participant responses, breaking them down into specific sub-themes, reflecting their core concepts and particular knowledge areas and skills required. The table also quantifies the number of responses associated with each theme and maps these themes with the 16 established competencies identified by the researchers and rated by the survey participants in Figure 1. This mapping demonstrates how the themes extracted from participant responses align with and relate to the pre-existing competency framework developed through the research process.

Table 1. Emerging themes and number of responses map to established key competencies (survey)

Item	Themes	Core Concept	Responses	Map to Key Competency [19]
1	Material Science and Engineering	Concrete Properties; Material Formulation; Additives and Admixtures; Chemistry of Concrete; Concrete Mix Assessment; Mix Design; Knowledge of Mold, Mildew, Water Management; Concrete Placement	10	Competency #1, #7
2	Construction Process Management	Workflow Optimization; Project Planning; Quality Control and Inspection; Post-Processing Techniques; Site Logistics; SWPPP; Scheduling; Preconstruction and Client Coordination; Site Layout; Contract Management; Intellectual Property (IP) in Design	9	Competency #2, #11
3	Structural Engineering	General Structural Knowledge and Limitations; Load-Bearing Capacity; Finite Element Analysis (FEA); Concrete Reinforcement; Anchor Placement; Structural Integrity; Coordination with other	8	Competency #9

		Structural Elements; Geotechnical Engineering		
4	Design and Architecture	Custom Design Capabilities; Structural Aesthetics; Flexibility and Adaptation; Utilization of Traditional Finishing techniques; Design Limitations Consideration	6	Competency #6, #12
5	3D Printing Technology	Printer Operation and Set up; Printer Maintenance; Printer Limitations/Capabilities; Extrusion Control; Software Knowledge; G-code Programming; Customizing Print Paths; Automation and Robotics; Geometry Model Integration	5	Competency #2, #3, #5, #8
6	Safety and Risk Management	On-Site Safety Protocols; Risk Mitigation; OSHA Certification; Safety Knowledge	5	Competency #4
7	Building Codes and Standards	Building Code Compliance Knowledge; Inspection and Certification; Permit limitations; State and International Regulations	5	Competency #10
8	Interdisciplinary Knowledge	In Wall/Through Wall MEP Items; Building Envelope (coordination/detailing); Knowledge of Building Acoustics; Electrical Systems; Plumbing; Vapor Barriers; Waterproofing; Moisture Migration	5	Competency #13, #14, #16
9	Sustainability and Environmental Impact	Eco-Friendly Materials; Waste Reduction Strategies; Energy Efficiency in Printing; Environmental Information/LEED; Sustainability Knowledge; End use Functionality	5	Competency #15, #16

10	Marketing and Financial Analysis	Client Education and Acceptance; Create Prototypes for Stakeholders; Construction Cost Analysis; Availability of Vendors in the Market; Developer/Consumer/Industry Sentiment & Willingness	5	-
11	Team Collaboration and Communication	Interdisciplinary Coordination, Problem-Solving, Consultant Involvement, Team Specialization	4	Competency #11

According to the survey responses, 12 participants shared comments in response to the second open-ended question. The respondents provided a variety of insightful recommendations for advancing 3D concrete printing. A key suggestion was to enhance education and awareness by developing targeted materials and incorporating 3DCP content into educational curricula. This aligns closely with focus group discussions, which highlighted opportunities for collaboration with universities and community colleges to integrate 3DCP into their programs.

Survey participants also emphasized the critical role of material science and mix design knowledge in 3DCP. Several responses highlighted the importance of understanding how admixtures influence printability, how mix design affects pumpability and setting time, and how environmental conditions impact curing and shrinkage. Participants also noted the need for knowledge of rheology and consistency control to ensure stable extrusion, as well as the ability to test both fresh and hardened properties of printable concrete. Additionally, insights included the role of supplementary cementitious materials in enhancing mix performance and sustainability, and the influence of print paths on interlayer bonding strength. These perspectives reinforce the importance of integrating advanced material science and concrete testing competencies into 3DCP workforce training programs.

5. DISCUSSION

The survey included two open-ended questions to gather insights on additional competencies needed for working with 3D concrete printing in construction that had not specified directly in the survey. Based on the results, approximately 17.5% (10 out of 57) of participants independently identified subjects around material science and engineering as a critical competency for working with 3D concrete printing in construction through their open-ended responses. Among the 11 emerging themes, “Marketing and financial analysis” stood out, with around 8.7% (5 of 57) of responses highlighting it as a distinct competency that could not be mapped to any of the 16 previously identified competencies. Although there is some overlap with Construction Management Knowledge (Competency #11) in areas like cost analysis and budget management, these two competencies focus on different aspects of a construction project. While “Marketing and financial analysis” is not directly

related to the technical aspects of 3D concrete printing, it is crucial for the successful implementation and broader adoption of this technology in the construction industry. Remarkably, this competency was not identified directly in the literature or mentioned by the focus group.

Survey participants also provided suggestions to advance 3DCP, emphasizing the need for education and awareness as well as practical training programs. Additionally, participants called for collaboration with governing bodies to streamline permitting processes, integrate 3DCP into residential building codes, and promote versatile 3D printing technologies to enhance adaptability and scalability. These suggestions align with the focus group insights, underscoring the need for workforce training, technological improvements, and regulatory support to drive 3DCP adoption. But they believed that obtaining buy-in from university leadership and faculty to incorporate 3DCP into their programs can be challenging. The focus group also highlighted the importance of collaboration opportunities with the universities both for systematic workforce development and for experiential learning opportunities through hands-on experiences with concrete printer technology.

6.- CONCLUSIONS

This study identified workforce development opportunities and challenges in 3DCP technologies. The research expanded on the previously identified 16 key competencies for 3DCP [19] to establish understanding of the three top identified competencies as concrete *mix design*, *understanding of the 3DCP process*, and p*roficiency in printer operations and specifications*. The industry survey and focus group revealed major opportunities and challenges in 3DCP training. Th identified opportunities highlighted the importance of experiential learning in 3DCP and the path for university-industry collaborations. The identified challenges revealed requirements such as *curriculum development*, *space needs*, *specialized on-site skills*, and the *education of building officials* that need to be mitigated when planning for 3DCP workforce development. The study synthesized perceived 3DCP key competencies from the findings of the survey with the previous research while also uncovered an additional key competency in *marketing and financial analysis*, highlighting the importance of economic considerations in adopting this emerging technology. Future research should provide case studies of 3DCP training based on the study findings with key lessons learned for both industry and academia to take steps towards workforce development with assurance. Future research also needs to develop and evaluate experiential learning opportunities for 3DCP training.

REFERENCES

[1] A.P. McCoy, M. Vieira, M.J. Oliveira, A. Yanamala, P. Agee, 3D Concrete Printing: Factors Affecting the US and Portugal, in: International Congress on Engineering and Sustainability in the XXI Century, Springer, 2023: pp. 310–324.
[2] M. Jones, A. McCoy, T. Clower, T. Sanchez, S. Swan, R. Pearson, I. Suen, K. Howell, Addressing the Impact of Housing for Virginia's Economy, (2017).
[3] N. Zhao, NAHB Priced-Out Estimates for 2022, (2022).

[4] G.H. Ahmed, A review of "3D concrete printing": Materials and process characterization, economic considerations and environmental sustainability, Journal of Building Engineering (2023).
[5] M. Mohammad, E. Masad, S.G. Al-Ghamdi, 3D concrete printing sustainability: a comparative life cycle assessment of four construction method scenarios, Buildings 10 (2020) 245.
[6] J.G. Sanjayan, B. Nematollahi, 3D concrete printing for construction applications, in: 3D Concrete Printing Technology, Elsevier, 2019: pp. 1–11.
[7] B. Khoshnevis, D. Hwang, K.-T. Yao, Z. Yeh, Mega-scale fabrication by contour crafting, International Journal of Industrial and Systems Engineering 1 (2006) 301–320.
[8] F. Bos, R. Wolfs, Z. Ahmed, T. Salet, Additive manufacturing of concrete in construction: potentials and challenges of 3D concrete printing, Virtual and Physical Prototyping 11 (2016) 209–225.
[9] M. Krause, J. Otto, A. Bulgakov, D. Sayfeddine, Strategic optimization of 3D concrete printing using the method of CONPrint3D®, in: ISARC. Proceedings of the International Symposium on Automation and Robotics in Construction, IAARC Publications, 2018: pp. 1–7.
[10] L. Breseghello, S. Sanin, R. Naboni, Toolpath simulation, design and manipulation in robotic 3D concrete printing, in: The 26th Annual Conference of the Association for Computer-Aided Architectural Design Research in Asia, CAADRIA 2021, The Association for Computer-Aided Architectural Design Research in Asia …, 2021: pp. 623–632.
[11] M. Razkenari, Q. Bing, A. Fenner, H. Hakim, A. Costin, C.J. Kibert, Industrialized construction: Emerging methods and technologies, in: ASCE International Conference on Computing in Civil Engineering 2019, American Society of Civil Engineers Reston, VA, 2019: pp. 352–359.
[12] L.L. Sutter, others, Supplementary Cementitious Materials-Best Practices for Concrete Pavements:[techbrief], United States. Federal Highway Administration, 2016.
[13] M.C. Juenger, R. Snellings, S.A. Bernal, Supplementary cementitious materials: New sources, characterization, and performance insights, Cement and Concrete Research 122 (2019) 257–273.
[14] A. Puzatova, P. Shakor, V. Laghi, M. Dmitrieva, Large-scale 3D printing for construction application by means of robotic arm and gantry 3D printer: A review, Buildings 12 (2022) 2023.
[15] B.A. Graybeal, others, Development of non-proprietary ultra-high performance concrete for use in the highway bridge sector: TechBrief, United States. Federal Highway Administration, 2013.
[16] K. Afsari, Babajaniniashirvani, Vida, McCoy, Andrew, 3D Concrete Printing (3DCP) Education in the Construction Industry, in: 60th Annual ASC International Conference, Auburn, AL, 2024.
[17] P. Ambily, S.K. Kaliyavaradhan, N. Rajendran, Top challenges to widespread 3D concrete printing (3DCP) adoption–A review, European Journal of Environmental and Civil Engineering 28 (2024) 300–328.
[18] Aims Community College, Continuing Education: 3D Concrete Printing, (2025). https://www.aims.edu/programs/continuing-education/3d-concrete-printing.

[19] V. Babajaniniashirvani, K. Afsari, A. McCoy, Investigating Key Competencies for 3D Concrete Printing in Affordable Housing, in: Computing in Civil Engineering, ASCE, Pittsburg, PA, 2025.
[20] R.K. Yin, Case study research: Design and methods, sage, 2009.
[21] I. Seidman, Interviewing as qualitative research: A guide for researchers in education and the social sciences, Teachers college press, 2006.
[22] M.Q. Patton, Qualitative evaluation and research methods, SAGE Publications, inc, 1990.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Porosity assessment of fibre-reinforced 3D-printed cementitious mortars

Rui Reis [(1)], Francisca Aroso [(1)], Filipe Brandão [(1)], Bruno Figueiredo [(1,2)], Aires Camões [(3)], Carlos Jesus [(3)] and Paulo Cruz [(1,2)]

[(1)] Lab2PT – Laboratório de Paisagens Património e Território, Universidade do Minho, Portugal.
[(2)] School of Architecture, Art and Design, University of Minho, Guimarães, Portugal.
[(3)] Centre for Territory, Environment and Construction (CTAC), Guimarães, Portugal.

ABSTRACT

The integration of 3D printing technologies into cementitious mortar production presents promising advancements for the construction sector, enabling automation, material efficiency, and design flexibility. However, the long-term durability of these materials remains insufficiently understood, particularly regarding porosity and water transport mechanisms. This study evaluates the water absorption behaviour - by immersion and capillarity - of 3D-printed mortars with and without reinforcement. A commercial mortar was used as a base, with additions of sisal, coconut, and metallic fibres. Tests were conducted on specimens extracted along different orientations to assess the influence of the printing process on water ingress. Results reveal that water absorption is directionally dependent, highlighting the orthotropic nature of printed elements. The reference mortar shows very low porosity, while fibre-reinforced mortars, especially those with metallic inserts, exhibit significantly higher absorption. Natural fibres show mixed effects, potentially reducing fine porosity in some cases but generally increase overall porosity.

KEYWORDS: 3D printing, Additive manufacturing, Fibres, Water absorption, capillarity.

1.- INTRODUCTION

3D Concrete Printing (3DCP) is rapidly emerging as a disruptive additive manufacturing (AM) technology within the construction industry, offering novel possibilities in terms of automation, geometric complexity, and sustainable material use [1; 2]. By enabling the layer-by-layer extrusion of cementitious materials, 3DCP eliminates the need for traditional formwork, reduces construction waste, and accelerates execution times. Furthermore, it aligns with the objectives of Construction 4.0, promoting the digitalisation and industrialisation of building processes [3; 4]. Despite its potential, the durability of 3DCP remains a poorly understood and under-researched topic [5; 6]. Unlike conventional cast concrete, 3DCP elements exhibit orthotropic behaviour due to their stratified nature, which influences both mechanical and durability-related performance [2; 7]. The layer interfaces,

printing direction, and interlayer bonding all contribute to anisotropic transport mechanisms, making these materials more vulnerable to aggressive environmental exposure - particularly through water ingress, carbonation, and chloride penetration [8; 9]. Among various durability indicators, water absorption is a key metric as it is directly linked to pore connectivity and permeability. Immersion and capillary water absorption tests provide valuable insight into the distribution and size of pores, which in turn govern the material's resistance to long-term degradation mechanisms [10]. However, the influence of print orientation on these parameters is rarely considered systematically in the literature.

Simultaneously, there is growing interest in incorporating alternative reinforcements - particularly natural fibres - into cementitious matrices as a means to enhance sustainability and reduce the environmental footprint of construction materials [4; 11]. Fibres such as sisal and coconut (coir), often sourced as agricultural by-products, have demonstrated promising mechanical performance in traditional mortars. Nevertheless, their role in the microstructural evolution and porosity of 3DCP mortars remains largely unexplored. Metal inclusions such as galvanised screws, while unconventional, offer opportunities for localised reinforcement but may adversely impact porosity and water transport properties.

2.- MATERIALS AND METHODS

2.1.- Prototype production

For the 3D printing trials, a pre-formulated commercial mortar (3D 160-1) supplied by Weber, Saint-Gobain, was selected. This mortar complies with the EN 206 standard [12] and was specifically designed for additive manufacturing in construction. The composition includes fine aggregates with a maximum particle size of 1 mm and is reinforced with short polypropylene fibres under 5 mm in length.

Table 7. Summary of mortar and natural fibres properties

Mortar Weber 3D 160-1			
Binder	OPC CEM	Compressive class	C50/60
Additives	Limestone, PP < 5 mm	Exposure class	X0, XC4, XD3, XS3, XF4, XA3
Aggregates	Dmax. < 1 mm		
Spec. density	2200 kg/m^3	Flow value Haegermann cone	140 mm
Air content	5%		
Sisal fibres			
Density	1.4 g/cm^3	Tensile strength	400 - 700 MPa
Length/width	1 - 500 mm / 0.1 – 0.4 mm	Elastic modulus	9 - 38 GPa
Coconut fibres (coir)			
Density	1.4 g/cm^3	Tensile strength	70 - 106 MPa
Length/width	1 - 4 mm / 0.1 – 0.5 mm	Elastic modulus	3 - 6 GPa

In addition, the base mortar was modified by incorporating three types of fibres: sisal, coconut, and screws. Sisal fibres are industrial by-products from tapestry manufacturing processes, while coconut fibres are extracted from the outer husk of the fruit. The metal fibres used are galvanised wood screws made of steel. It is noteworthy that none of the fibres used underwent any surface treatment or chemical modification prior to incorporation. Table 7 presents the most relevant properties of these materials.

The mortar mixtures were prepared using a 65-L0502 bench mixer from Controls Group, with each batch producing 4 litres of material. The mixing procedure commenced with the dry integration of the fibres into the pre-dosed mortar. Water was then added to the mixer, followed by the gradual introduction of the dry blend over approximately two minutes at a low speed, 120 RPM. This was succeeded by a five-minute mixing phase at 285 RPM to ensure full homogenisation.

A total of four distinct mixtures were prepared, corresponding to the four different prototype types (Table 8). The reference mix (P1) consisted solely of mortar, with a water content of 11% relative to the dry mass. Two of the remaining prototypes incorporated natural fibres - sisal (P2) and coconut (P3) - at a dosage of 0.4% by mass of dry mortar. The final prototype (P4) included 4x60 mm galvanised steel wood screws, embedded into half of the printed layers (P4). The prototypes were categorised into two digitally designed models: models A and B differing in both geometry and dimensions (Fig. 1). Prototypes 1, 2, and 4 followed Model A, characterised by an overall length of 520 mm and incorporating a central void in their design. In contrast, Prototype 3 corresponded to Model B, exhibiting a continuous, monolithic form without any central gap, and extending to a total length of 720 mm.

Table 8. Summary of mixtures

Prototype	Water	Reinforcement	Prototype	Water	Reinforcement
Ref (P1)	11% Mortar	--	Coconut (P3)	12% Mortar	0.4% Coconut
Sisal (P2)	12% Mortar	0.4 % Sisal	Screws (P4)	11% Mortar	Wood screws

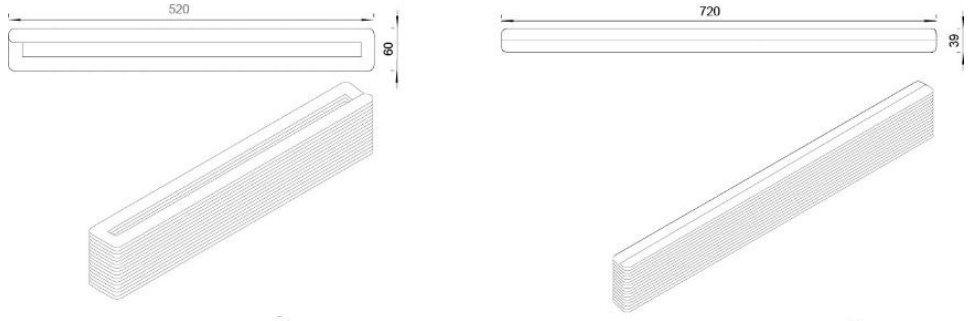


Figure 2. Digital models A (left) and B (right)

Each prototype was printed in 16 layers, with individual layer dimensions of 6 mm in height and 20 mm in width. The robotic arm operated at a constant linear speed of 0.15 m/s. The printability of each formulation was evaluated, and adjustments were made to account for the influence of the natural fibres on water demand. Following fabrication, the printed elements were stored under controlled laboratory conditions for a duration of 365 days. After curing, the prototypes were sectioned to obtain representative specimens for testing.

2.2.- Water absorption by immersion

The water absorption by immersion test was based on the LNEC E394:1993 specification [13], taking into account the principles of BS EN 1015-10:1999 [14]. The final results correspond to the arithmetic mean of each set of four specimens.

2.3.- Water absorption by capillary

The assessment of water absorption by capillarity was based on BS EN 13057:2002 [10]. Fig. 2 presents a schematic representation of the test specimens used. For directions D1 and D2, the specimens were obtained by flexural cutting of the samples extracted from the prototypes. This process yielded specimens with dimensions compatible with the referenced standard and with an internal, freshly exposed absorption surface. In the case of direction D3, this was not feasible due to the dimensions of the prototypes and the thickness of the printed bead. In this case, atypical specimens were used, featuring an enlarged absorption base and reduced height. Additionally, it should be noted that in this direction, the total wavy surface area was not considered. Instead, a theoretical flat surface was adopted, disregarding the waves. This approach has three advantages. First, because immediately beyond the short wavy region, the actual absorption zone of the specimen is smaller. Second, because it simplifies the test procedures. Third, because this approach is conservative: as will be shown later, direction D3 exhibits the lowest sorption coefficient (Sm).

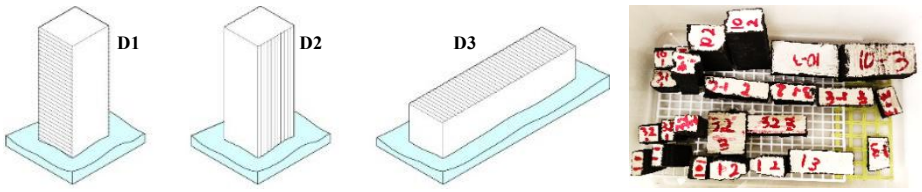


Figure 3. Directions assessed by capillarity (left) and test setup (right)

Readings were taken at 0, 12, 30, 60 minutes, and at 2, 4, 8, 24 hours. The absorption surface area was determined using two methods: for prismatic specimens, a calliper was used; in cases of high surface irregularity, the ImageJ software was employed. To minimise water loss due to evaporation, the specimens were kept in a sealed container throughout the entire testing period. Subsequently, the sorption coefficient (Sm) and the resistance coefficient (Rm) were determined. The results refer to the arithmetic mean of each set of three specimens, for each direction, to ensure statistical relevance.

3.- RESULTS

Figure 3 (left) shows the results of the water absorption by immersion test. Three main conclusions can be drawn. First, the results are abnormally low. This is likely due to the characteristics of the commercial mortar used, Weber 3D 160-1. The material produced with this mortar exhibits special properties, notably very low porosity. The reference mix presents an open porosity of only 1.25%. Second, the fibre-reinforced mixes also show low porosity, although with values significantly higher than the reference: approximately double, triple, and quadruple for sisal, coconut, and screws, respectively. This may suggest that the fibres do not contribute to an improvement in the matrix over the long term. Finally, there is a high degree of result dispersion in the fibre-reinforced mixes. This may be due to the floor effect, but also to the heterogeneity of the prototype matrices. During the entire 3D printing process of the prototypes, it is likely that consistent mortar production and/or extrusion conditions were not maintained. This issue is further exacerbated when fibres are used, possibly because an additional variable is introduced, such as the non-uniform distribution of fibres within the mortar.

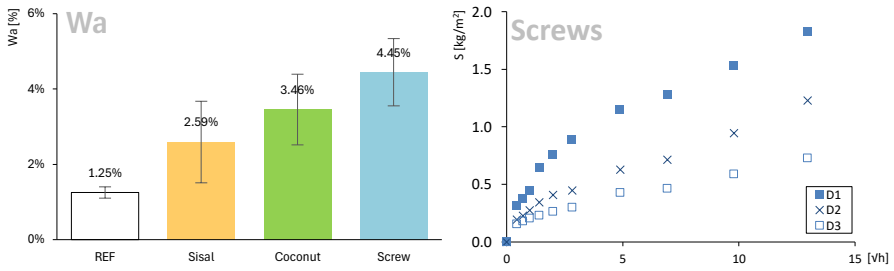


Figure 4. Water absorption by immersion (left) and by capillarity for the screws-reinforced prototype (P4) (right). Error bars represent the standard deviation

In the same figure, the right-hand side shows the evolution over time of water sorption for prototype P4 (Screws), as a representative example of the remaining mixtures. As can be observed, sorption varies significantly depending on the direction under analysis. In this case, it is markedly higher in direction D1 and considerably lower in direction D3. It is worth noting that, in direction D3, the specimen height is smaller, thus resulting in a reduced capacity for water absorption over time. Moreover, a closer inspection reveals that even at the earliest time intervals, absorption in direction D3 is consistently lower. Nevertheless, as previously mentioned, it must always be kept in mind that the characteristics of the absorption surface in direction D3 differ from those of the other directions.

In order to better understand the initial stages of absorption, Fig. 4 presents the average sorption coefficient (Sm) for each prototype, across the three directions. It should be noted that this coefficient is indirectly related to the quantity of large pores, as these are the first to be filled with water.

Three main conclusions can be drawn. First, there is no doubt that the direction of analysis - which depends on the printing direction - affects the results. The highest coefficient is observed in direction D1, and the lowest in direction D3. Broadly speaking, the difference between directions D1 and D3 is at least twofold. This strongly suggests that the printing direction significantly alters the microstructure of the printed material and, consequently, its performance. Second, fibres do not reduce the number of large pores; on the contrary, they appear to increase it, particularly in directions D1 and D2. Finally, the third conclusion is that the use of screws leads to a substantial increase in porosity, especially in directions D1 and D1.

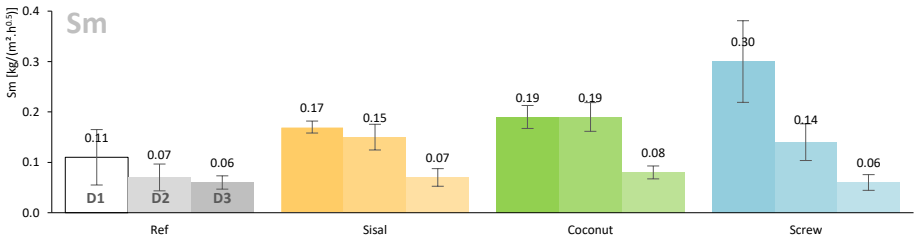


Figure 5. Water sorption coefficient of the prototypes for the three directions (D1, D2, D3). Error bars represent the standard deviation

As a secondary outcome, Fig. 5 presents the average resistance coefficient (Rm). These values correspond to the finer porosity of the cementitious matrix. In contrast to the sorption coefficient (Sm), the resistance coefficient (Rm) does not yield such clear or consistent trends. This is mainly due to the high variability typically associated with this type of result, as well as the inherently low porosity of the mortar used. Nonetheless, three conclusions can be drawn. First, differences can also be observed with respect to the direction under analysis, particularly for the reference mix and the prototype reinforced with screws. In both cases, the highest absorption is again found in direction D1, and the lowest in direction D3. Second, the incorporation of screws is highly detrimental: the Rm values are approximately twice as high in directions D2 and D3, and five times higher in direction D1. Finally, the use of sisal and coconut fibres may contribute to a reduction in the number of fine pores, specifically, in the case of sisal, in direction D1; and for coconut, in directions D1 and D2.

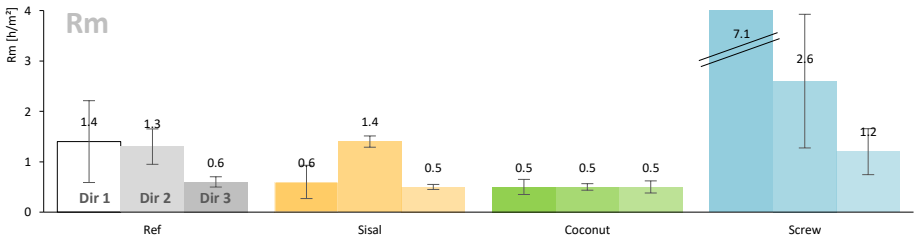


Figure 6. Resistance coefficient of the prototypes for the three directions (D1, D2, D3). Error bars represent the standard deviation

Finally, it is also possible to establish a correlation between the results of water absorption by immersion and by capillarity. Although the immersion test does not account for the printing directions of the specimens, it categorises the characteristics of the prototypes in the same order as the sorption coefficient obtained by capillary water absorption in direction D1: Ref, Sisal, Coconut, and Screw, from lowest to highest porosity. In the case of water absorption by immersion, the differences between the various prototypes are more pronounced. Nonetheless, this consistency is an indication that the results are coherent, thus supporting the validity of the remaining results and conclusions

4.- CONCLUSIONS

This study evaluated the porosity-related performance of 3D-printed cementitious mortars incorporating different types of reinforcements, through water absorption by immersion and by capillarity. The main conclusions are as follows:

- Printing direction significantly influences porosity-related performance. Direction D1 consistently shows the highest water absorption and sorption coefficients, while D3 shows the lowest, highlighting the orthotropic behaviour of 3DCP elements.
- Fibre incorporation increases porosity. Compared to the reference mortar, all reinforced mixtures - particularly those containing screws - present higher open and capillary porosity. This indicates that fibres, rather than refining the pore network, introduce additional large voids.
- Screw reinforcements are the most detrimental. Prototypes reinforced with galvanised steel screws exhibit the highest water absorption, both by immersion and capillarity, suggesting a significant increase in both macroporosity and microporosity, especially in directions D1 and D2.
- Natural fibres have mixed effects. While sisal and coconut fibres increase open porosity, they show a potential reduction in finer porosity in specific directions - namely, sisal in D1, and coconut in both D1 and D2.
- Correlation between test methods reinforces result reliability. Although the immersion test does not account for directionality, its results ranked the prototype performance identically to capillary water sorption in direction D1.
- Future work should consider comparing the proposed testing procedures with conventional durability assessment methods to better contextualise their advantages and limitations. A more detailed analysis of permeability and interfacial transport phenomena in 3D-printed elements would also enrich the understanding of anisotropic behaviour and support the development of more robust evaluation frameworks.

ACKNOWLEDGMENTS

This work is co-funded by the Agência para a Competitividade e Inovação IAPMEI, I.P. through the Programa operacional C5. Capitalização e Inovação Empresarial of the Plano de Recuperação e Resiliência (PRR), Project “INOV.AM Innovation in additive manufacturing, WP19 Rein4concrete”, Funding reference: PRR/49/INOV.AM/EE. This initiative was supported through the Multiannual Funding of the Landscape, Heritage, and Territory Laboratory (Lab2PT), Ref. UID/04509/2020, financed by national funds (PIDDAC) through the FCT/MCTES.

REFERENCES

[1] Ma, G., Buswell, R., Leal da Silva, W. R., Wang, L., Xu, J. and Jones, S. Z., 2022. Technology readiness: A global snapshot of 3D concrete printing and the frontiers for development. *Cement and Concrete Research,* 156, p.106774.

[2] Van Der Putten, J., De Volder, M., Van den Heede, P., Deprez, M., Cnudde, V., De Schutter, G. and Van Tittelboom, K., 2022. Transport properties of 3D printed cementitious materials with prolonged time gap between successive layers. *Cement and Concrete Research,* 155, p.106777.

[3] Forcael, E., Ferrari, I., Opazo-Vega, A. and Pulido-Arcas, J. A., 2020. Construction 4.0: a literature review. 12(22), p.9755.

[4] Tonk, R., 2021. Natural fibers for sustainable additive manufacturing: A state of the art review. *Materials Today: Proceedings,* 37, pp.3087-3090.

[5] El Inaty, F., Bilal, B. and and Aouad, G., 2023. Long-term durability assessment of 3D printed concrete. *Journal of Adhesion Science and Technology,* 37(12), pp.1921-1936.

[6] Gebhard, L. (2023) Reinforcement Strategies for Digital Fabrication with Concrete. Zürich, ETH Zürich.

[7] Du, L., Zhou, J., Lai, J., Wu, K., Yin, X. and He, Y., 2023. Effect of pore structure on durability and mechanical performance of 3D printed concrete. *Construction and Building Materials,* 400, p.132581.

[8] Malan, J. D. M., van Rooyen, A. S. and van Zijl, G. P. A. G., 2022. Chloride induced corrosion and carbonation in 3D printed concrete. 7(1), p.1.

[9] Lima, L., Wangler, T., Sanchez, A. M., Anton, A. and Flatt, R. J., 2024. Durability of 3D printed concrete: performance assessment of a two-component system against water absorption, carbonation, and chloride Ingress. In: Dirk Lowke, Niklas Freund, David Böhler & Friedrich Herding, *Fourth RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication.* Cham, 2024//: Springer Nature Switzerland.

[10] BSI (2002) BS EN 13057:2002. *Products and systems for the protection and repair of concrete structures. Test methods. Determination of resistance of capillary absorption (english version).* London, BSI.

[11] Rollakanti, C. R. and Prasad, C. V. S. R., 2022. Applications, performance, challenges and current progress of 3D concrete printing technologies as the future of sustainable construction – A state of the art review. *Materials Today: Proceedings,* 65, pp.995-1000.

[12] IPQ (2007) NP EN 206-1:2007. *Concrete. Part 1: specification, performance, production and conformity (in Portuguese).* Caparica, IPQ.

[13] LNEC (1993) E 394-1993. *Determination of water absorption by immersion (in Portuguese).* Lisbon, LNEC.

[14] BSI (1999) BS EN 1015-10:1999. *Methods of tests for mortar for masonary. Part 10: Determination fo dry bulk density of hardened mortar (english version).* London, BSI.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

3D Printing in Construction: A Revolutionary Technique or a Long-Term Game Changer? An Analysis of Completed Projects and Their Impact

Jaime Orellana-Barrasa[(1)], Anabel Castillo-Rodríguez[(2)], Víctor Rey de Pedraza Ruiz[(1)], Rafał Krzywoń[(3)], José Ygnacio Pastor-Caño[(1)], and Antonia Pacios-Álvarez [(4)]

[(1)] Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (ETSICCP), Centro de Investigación de Materiales Estructurales (CIME), Universidad Politécnica de Madrid (UPM), Madrid, Spain.
[(2)] Escuela Técnica Superior de Ingeniería Agronómica, Alimentaria y de Biosistemas (ETSIAAB), Grupo de Investigación Sostenibilidad en la Construcción y la Industria, Universidad Politécnica de Madrid (UPM), Madrid, Spain.
[(3)] Faculty of Civil Engineering, Department of Structural Engineering, Silesian University of Technology, Poland
[(4)] Escuela Técnica Superior de Ingenieros Aeronáuticos y del Espacio (ETSIAE), Departamento de Sistemas Aeroespaciales, Transporte Aéreo y Aeropuertos, Universidad Politécnica de Madrid, Spain.

ABSTRACT

The construction industry, traditionally reliant on conventional materials and methods, has seen remarkable technological progress in recent years. Among these innovations, 3D printing stands out as a potential game changer. This study investigates whether 3D printing is truly transforming the sector or simply a passing trend by reviewing notable projects from around the world.

The research presents a critical analysis of key projects that have employed 3D printing technologies, which include residential buildings, infrastructure elements, and experimental structures. Assessment focuses on crucial factors such as cost efficiency, construction speed, material utilization, and environmental impact. In addition, it examines the challenges of scaling up this technology and navigating existing regulatory frameworks.

Preliminary results indicate that 3D printing can significantly reduce construction waste and allows for highly customized architectural designs. However, persistent issues such as material durability, equipment expenses, and regulatory hurdles pose challenges for broader implementation.

This presentation will deliver a clear overview of the current state of 3D printing in construction, featuring case studies of successful applications, and offering insights into future trends. The goal is to provide a comprehensive perspective on the potential and its realistic prospects for widespread adoption.

KEYWORDS: Additive manufacturing, construction, analysis, review.

1.- INTRODUCTION

Additive manufacturing for construction, known as 3D printing in construction, is transforming one of the oldest industries. Traditional construction faces chronic challenges: stagnant productivity (with 98% of megaprojects over budget and 77% delayed), labor shortages, rising material costs, and substantial waste generation. In this context, construction 3D printing (C3DP) has emerged as a disruptive digital fabrication approach that can address many of the industry's most pressing issues [1]. Key benefits of 3D printing include reducing construction time and material waste, lowering costs, and enabling affordable, scalable housing solutions [2]. For example, a study noted that 3D printing can reduce construction time by ~25%, material waste by 50–70%, and labor costs by 50–80%, leading to overall project cost savings of 35–60% by eliminating excess formwork and inefficiencies. These efficiencies arise from the layer-by-layer additive process, which uses only the material needed and automates traditionally labor-intensive tasks. Moreover, 3D printing allows translating digital designs into physical structures with high precision, speed, enhanced site safety, and minimal waste, fostering innovation in architecture and engineering [1]. Therefore, this technology holds promise to improve sustainability (through waste and carbon reduction) and productivity in construction, aligning with global needs for affordable and environmentally friendly development [2].

Multiple terms are used for this field, like Construction 3D Printing (C3DP), Additive Construction (AC) or 3D Concrete Printing (3DCP), among others, but all refer to automating building processes via layered fabrication. In fact, a new ISO/ASTM 52939:2023 standard formally defines 'Additive Manufacturing for Construction," indicating a growing formalization of the technology. Initially a research curiosity in the 2000s, construction 3D printing has rapidly advanced in the past decade. The United States and the Netherlands are currently leading the implementation of projects, but many other countries are adopting technology, with industry forecasts projecting a ~13% annual growth in the C3DP market from 2022 to 2027 [1]. Dozens of startups and construction companies have developed proprietary 3D printers and materials, moving from early prototypes to full-scale buildings. This condensed report reviews the main 3D printing technologies, highlights insights from case studies in residential, infrastructure, and experimental projects, and discusses challenges and future trends, all within an 8 page scope.

2.- CONSTRUCTION 3D PRINTING REVIEW

In 3D construction, digital design tools, such as parametric modeling and structural simulation, interface directly with printers, enabling complex shapes that would be impractical with formwork. As a result, architects can realize innovative designs, as, for example, curvilinear walls and biomimetic structures, that traditional concrete methods struggle with. The technology ecosystem spans from design to fabrication (software), printers (hardware) and formulating printable concretes, geopolymers and composites (materials science). Even though the system cannot be addressed by considering it solely as a problem of printers or material, this review is presented with an emphasis on these.

Early developments in 3D printing technologies provided the foundational principles that later enabled their adaptation to construction-scale applications. Stereolithography (SLA) introduced high resolution layer-by-layer curing, influencing precision control in formwork and fine detailing. Fused deposition modeling (FDM), with its thermoplastic extrusion mechanism, directly inspired extrusion-based concrete printing systems by demonstrating the scalability of continuous deposition. Material jetting and binder jetting contributed concepts of selective deposition and binding, particularly relevant in powder-based cementitious systems. Selective laser sintering (SLS), though primarily applied in polymers and metals, offered insights into layer bonding and structural stability under thermal influence. Delamination challenges, especially in layer adhesion, shaped quality control approaches for large-scale prints. Among these, FDM-inspired extrusion and binder jetting have been most technically and practically influential in adapting 3D printing to the construction context**.**

3D printing in construction primarily involves layer-wise extrusion of construction materials to create structural components without formwork. The main category of the system is often distinguished by the printer configuration and/or material type.

Regarding printer configuration, they classify into gantry-based printers or robotic arm and crane printers. The first category uses a Cartesian frame to move a printhead in X-Y-Z axes over a fixed printing area. Gantry systems (for example, COBOD's or BOD2) can print large areas like full single-story houses in place. They offer stability and precision for rapid deposition of concrete layers. They are used for their high structural accuracy, the ability to print large continuous structures, and fast material deposition rates. However, logistics for large frames can be complex and printing is confined to the gantry [1]. Robotic arm and Crane Printers use multi-axis robotic arms or crane-like rotating booms to extrude material. Examples include six-axis robots on tracks (eg, CyBe or ABB robots) and polar crane systems (e.g., Apis Cor's rotating boom printer). Such systems are more flexible in movement and can theoretically print more complex geometries or angled features. They are typically easier to relocate or use in modular off-site prefabrication of components. It is more flexible in print orientation and easier to deploy for smaller projects or prefab elements. As the main set backs are the limited build volume per setup (a robotic arm has a shorter reach than a large gantry), thus often requiring repositioning or multiple modules for big structures. Figure 1 illustrates some examples of printing configurations.

Figure 1. Configuration of different printers: gantry [2], crane [3], robotic arm [4].



Regarding the material and process variations, concrete/cementitious extrusion is by far the most common method. A pump feeds a special mortar or concrete mix to the nozzle, which extrudes layers that quickly harden to form walls. Other processes include powder-bed

binding, where a binder liquid is jetted onto a powder (sand/cement) bed to form stone-like parts (pioneered by D-Shape). This is used for some architectural elements but less for entire buildings due to equipment scale limits. Hybrid approaches, such as contour crafting, involve a robotic trowel to smooth extruded layers, improving surface finish. Metal additive manufacturing (e.g., wire-arc additive manufacturing) was used to print the steel structure of a footbridge (see Section 3), but metal printing is not yet common for buildings due to cost and complexity. Polymer extrusion has seen niche use (for formwork or insulation shapes), and soil/earthen material printing has gained attention for sustainable housing (using clay or mud mixtures reinforced with fibers). Each material demands tailored rheology: mixes must be fluid enough to pump, yet quick-setting to support subsequent layers. Achieving this balance (pumpability vs. buildability) is a central focus of materials research. Figure 2 illustrates some examples with different materials.

Figure 2. Different materials: Local earth [3], polymer [1], steel [4]



Modern 3D construction printers transform the passive printhead, where the mixture is forced by the pump and the head is responsible for its even distribution into active printhead where the head allows to control the speed of extruding the mixture, shape and dosing additives, by the incorporation of sensors and control systems to ensure consistent layer geometry and quality. Some setups include feedback systems (e.g., laser scanners to monitor layer height), dryers, or reinforcement feeder.

Leading companies have iteratively improved their systems through each project, learning from prototypes to enhance reliability and scale. As the field matures, efforts such as open material standards, safety certifications, and interoperability are emerging to support wider adoption.

3.- LESSONS LEARNED FROM CASE STUDIES

Real-world projects have proven the feasibility of 3D printing in various construction domains. This section reviews representative case studies in two categories, residential housing and infrastructure, and experimental projects, highlighting the lessons learned from each. These examples illustrate the current state of practice and the diversity of approaches Table 1 provides key lessons learned from representative selected projects. It is important to note that, even though there are real projects and residential buldings already commercialized and built with additive manufacturing, there is plenty of room for understanding the effect of the different printing parametres, for example, on the seismic performance [12], and on the thermal and accoustic insulation [13].

Table 1. Lessons learned from 3D Printing in construction case studies.

Domain & Project	*Technology & Material*	*Key Lessons Learned*
Residential – SQ4D House (USA, 2020) [5]	Gantry printer; mortar mix	Demonstrated cost/time savings (48h print, $6k materials) for a 177 m² house. Showed the need to integrate conventional finishes. Technical validation that printed homes can meet the code.
Residential – ICON Wolf Ranch (USA, 2024) [6-7]	Large gantry printers; proprietary concrete	Scaling to mass production of homes is possible with consistent quality. Validated durability of printed walls in real climate (heat, wind). Highlighted the importance of crew training and new issues.
Residential – Affordable House (Africa, 2023) [8]	Gantry printer; cement mortar (imported)	Achieved superior sustainability (48% less CO_2) and speed (70% faster) versus traditional. The high costs due to imported materials led to 3.8 times LCC, stressing the need for local materials and open-material systems to fulfill the affordability promises.
Infrastructure – Shanghai Bridge (China, 2019) [9-10]	Concrete extrusion (segmented); steel reinforcement	The largest 3D printed concrete span (26.3 m) proved structural viability. Eliminated custom formwork for complex geometry, saving time/waste. Underlined need for rigorous structural analysis & testing for safety. Successful public use increased the credibility of 3DCP in infrastructure.
Infrastructure – MX3D Bridge (Netherlands, 2021) [4]	Robotic WAAM (metal additive); stainless steel	First 3D printed steel bridge validated AM for primary structure. The showed AM can create complex free-form designs in metal; however, printing was slow (~6 months) and required extensive laboratory tests (strain gauges, etc.). The high cost confines such methods to showcase projects for now, but provides data for future design codes.
Experimental – WASP TECLA House (Italy, 2021) [1]	Crane printer; local clay mud with fiber reinforcement	Showed feasibility of zero cement, zero waste construction: printed an entire home from onsite soil. Demonstrated that natural materials can yield structurally stable walls. Highlighted the sustainable potential of 3D printing using circular materials, with an extremely low carbon footprint.
Experimental NASA/ICON Lunar Prototype (USA, 2020s) [11]	Autonomous gantry/arm systems; simulated lunar regolith binders	Pushed 3D printing to autonomous, extreme-environment use. The need for in-situ resource utilization was highlighted - using local "moon rock" as material. Driving advancements in printer autonomy, real-time monitoring, and novel binding processes.

4.- CHALLENGES AND FUTURE TRENDS

Despite significant progress, several challenges hinder the widespread adoption of 3D printing in construction. Cost and scalability remain top concerns; while material waste and labor can be reduced, the upfront costs of printers and special materials can be high. As noted above, a project in Africa found the technology viable but economically impractical when relying on imported materials (life cycle cost 381% higher) [8]. Scaling up to multi-

story buildings is another hurdle; current printers predominantly handle low-rise structures. Taller or more complex structures require integrating reinforcement (rebar placement) and ensuring stability during printing, which are active areas of research and development. As well, building in seismic areas remains a challenge [12]. Interdisciplinary collaboration among engineers, material scientists, architects, and regulators is needed to solve these issues [2]. Additionally, building code acceptance lags behind, standards for 3D-printed structural components are only beginning to be formulated.

Nevertheless, the trajectory for construction 3D printing is tremendously positive, with many future trends pointing to maturation of the technology. The review and learning from case studies allow us to identify main future needs:

- Material Innovations. More sustainable, locally sourced and non-proprietary materials for printing. Researchers are formulating geopolymer concretes (to replace Portland cement with fly ash or slag, and curing with CO_2), printable earth and clay mixtures, and bioplastics/recycled polymers for nonstructural parts [14-15].

- Integration with Digital Design and BIM. 3D printing fits naturally into a Building Information Modeling (BIM) workflow; future construction sites may use real-time feedback from printers to update the BIM model. The literature highlights the integration of 3D printing with Digital Twin models, machine learning, and AI to optimize designs and enable predictive maintenance of printed structures [2]. For example, sensors in a printed bridge can detect stress or cracks early, helping to prevent failures. This blend of 3D printing and smart tech is paving the way for a more efficient, resilient infrastructure.

- Automation and Robotics: In the next few years, more autonomous job sites are expected, which will facilitate a reduced need for human labor in hazardous or remote environments. Robotic arms and mobile robots might handle not just printing, but also material delivery and site preparation. Projects such as NASA's lunar construction concept drive development of fully autonomous printing systems. Drones and mobile robots could even assist in multiangle printing or in situ inspection (some experiments involve drones that can print repair patches on structures) [2-7].

- Multi-Material and Composite Printing**.** Future 3D construction will likely incorporate simultaneous printing of multiple materials, for example, a structural concrete printed side by side with an insulative foam, or embedding conduits and cables as printing progresses. Research is ongoing on printable electrically conductive materials for circuits and sensors within walls. Such capabilities would move us toward functional grading of structures (different parts of a wall having different properties, all printed in one go). Early steps in this direction include printed houses that have insulation layers and complex wall textures to improve thermal performance.

- Regulatory and Workforce Development**.** As technology proves itself, building codes are gradually adapting. We anticipate clearer guidelines on structural design with printed materials, which will streamline approvals [10].

In summary, 3D printing in construction is transitioning from experimental to practical. Current challenges in cost, materials, shapes and standards are actively addressed through innovation and collaboration. Residential projects show that printed homes can be built quickly and meet habitation needs, although cost effectiveness depends on local factors. Infrastructure projects hint at a future where custom architectural forms become routine. Going forward, to fully realize the potential of 3D printing in construction, the industry must focus on material development, process standardization, and workforce adaptation.

ACKNOWLEDGEMENTS

This research was partially funded by the European Union, under the Horizon Europe Marie Skłodowska-Curie Actions Staff Exchange Programme, under the project "CSTO2NE – Biomimicry and carbon adsorbent eco-materials for a climate-neutral economy" (Grant Agreement No. 101086302). Views and opinions expressed are, however, those of the author(s) only and do not necessarily reflect those of the European Union or European Research Executive Agency. Neither the European Union nor the granting authority can be held responsible for these.

REFERENCES

[1]. H. Hassan, E. Rodriguez-urbinas, A. Al Tamimi, E. Trepci, A. Mansouri, K. Almehairbi, "Towards innovative and sustainable buildings: A comprehensive review of 3D printing in construction," Automation in Construction, vol. 163, 105417, 2024. [Online]. https://doi.org/10.1016/j.autcon.2024.105417.

[2]. N. Jewell, "The world's first 3D-printed reinforced concrete bridge is almost complete" INHABITAT, 2017. [Online] https://inhabitat.com/the-worlds-first-3d-printed-reinforced-concrete-bridge-is-almost-complete/

[3]. EPO3D, "13 BEST BUILDING 3D-PRINTERS OF 2019" EPO3D, 2020 [Online]. https://epo3d.com/uk/module/smartblog/details?id_post=76&slug=13-luchshikh-stroitelnykh-3d-printerov-2019-g

[4]. WEBER, "Commerciële project 3D betonprinten Belgische bouwsector", 2020 [Online] https://www.nl.weber/1e-commerciele-project-3d-betonprinten-belgische-bouwsector

[5]. L. Prasittisopin, "How 3D Printing Technology Makes Cities Smarter: Review, Thematic Analysis, and Perspectives," Smart Cities, vol. 7, pp. 3458–3488, 2024. [Online]. https://www.mdpi.com/2624-6511/7/6/135.

[6]. WASP (Italy), "TECLA – 3D Printed House from Local Earth," 3D WASP, 2021. [Online]. https://www.3dwasp.com/en/3d-printed-house-tecla/.

[7]. P. Kyvelou, C. Buchanan, L. Gardner, "Numerical simulation and evaluation of the world's first metal additively manufactured bridge," Structures, vol. 42, pp. 405–416, 2022. [Online]. https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.05.014.

[8]. SQ4D Inc., "Largest 3D Printed Home (Calverton, NY) – Project Summary," SQ4D Official Website, Jan. 2020. [Online]. https://www.sq4d.com/largest-3d-printed-home/

[9]. ICON/Lennar, "The Genesis Collection at Wolf Ranch – 3D-Printed Home Community," ICON Build Project Page, 2022. [Online]. https://www.iconbuild.com/projects/the-genesis-collection-at-wolf-ranch

[10]. E. Garcia, "World's largest 3D-printed neighborhood nears completion in Texas," Reuters, Aug. 8, 2024. [Online]. https://www.reuters.com/world/us/worlds-largest-3d-printed-neighborhood-nears-completion-texas-2024-08-08/.

[11]. A. Moghayedi et al., "Revolutionizing affordable housing in Africa: A comprehensive technical and sustainability study of 3D-printing technology," Sustainable Cities and Society, vol. 105, 105329, 2024. [Online]. https://resaud.net/wp-content/uploads/2024/11/Moghayedi-et-al.-2024-Revolutionizing-Affordable-Housing-in-Africa-A-Co.pdf

[12]. N. P. Walsh, "World's Largest 3D-Printed Concrete Pedestrian Bridge Completed in China," ArchDaily, Jan. 16, 2019. [Online]. https://www.archdaily.com/909534/worlds-largest-3d-printed-concrete-pedestrian-bridge-completed-in-china

[13]. COBOD International, "The largest 3D printed concrete building in the world (Press Release)," COBOD, Dec. 20, 2021. [Online]. https://cobod.com/worlds-largest-concre
te-3d-printed-building/

[14]. NASA/ICON, "Project Olympus – 3D Printing Infrastructure on the Moon," ICON Build, 2020. [Online]. https://www.iconbuild.com/projects/project-olympus

[15]. A. Sextos & R. De Risi "Researchers simulate earthquakes to stress test a 3D-printed concrete house, (Press Release)" University of Bristol, Jun, 13, 2025. [Online]. https://www.bristol.ac.uk/news/2025/june/earthquake-simulation.html

[16]. S. Islam, G. Bhat, & P. Sikdar. "Thermal and acoustic performance evaluation of 3D-Printable PLA materials". Journal of Building Engineering, 67, 105979, 2023. [Online]. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2023.105979

[17]. S. Di Salvo, "Insights into New Trends and Contemporary Challenges in 3D Printing in Architectural Sector," in Engineering Innovations, vol. 8, pp. 43–61, 2024. [Online]. https://www.scientific.net/EI.8.43.pdf.

[18]. K. Kopitha, P. Rajeev, J. Sanjayan, and Y. Elakneswaran, "CO_2 sequestration and low carbon strategies in 3D printed concrete," J. Build. Eng., vol. 99, p. 111653, 2025. [Online]. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2024.111653.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Concrete 3D printing: Influence of material, equipment and environmental conditions

Virginia Mendizabal [(1),*], Roger Serra-Lopez [(1)], Ernest Bernat-Maso [(1,2)], Lluis Gil [(1)]

(1) Department of Strength of Materials and Structural Engineering. UPC-BarcelonaTech. ESEIAAT. C/Colom, 11, TR45. 08222 Terrassa (Spain)

(2) Serra Húnter fellow

ABSTRACT

3D printing techniques are being widely used in several industries, as a technology that gives the opportunity to create different pieces in the same production process, without the limitations of using a mould, and improving the efficiency of the material use. In the construction sector, it is a challenge. Being mortar and concrete heterogenic materials, the environmental conditions, the equipment used and the time between the preparation of the mixture and the printing of the element directly influences the quality of the print. This is the reason why, it is necessary to quantify the effect of each variable, to be able to adjust the mixtures to be able to provide quality printings in all types of conditions. The temperature is measured in the key location of the printing process, while variating the mortar's consistency, the pressure used to pump the material through the equipment and the diameter of the extruder. The pressure is measured at the end of the pump to determine the effort of the pump to drive the material in the different conditions, to ensure they are kept in the safety range of values. The material flow planes were determined for the two extruders available. The 20mm extruder was capable of move around a wider range of material flow. The reduction of the extruder diameter and the use of non-room temperature water for the mixtures showed a higher temperature variation of the material. It is important to avoid the dry consistencies to keep the pressure in safe levels and protect the equipment.

KEYWORDS: Concrete 3D printing, consistency, temperature, pressure

1.- INTRODUCTION

The evolution of additive manufacturing techniques has paved the way for concrete 3D printing (3DCP) to emerge as a transformative process in the construction industry [1-3]. By enabling the automated, layer-by-layer deposition of cementitious materials without the need for traditional formwork, 3DCP offers significant advantages in design freedom, construction speed, and resource efficiency. However, the reliability and quality of

printed structures are highly sensitive to a range of interdependent factors, including material properties, equipment configurations, and environmental conditions [3-6].
Among these, the consistency of the fresh mix [5], water temperature [6-7], extrusion pressure, and nozzle geometry are particularly critical [8-9]. These parameters directly influence the rheological behavior of the material—as flowability, extrudability, and buildability [10]. For example, variations in water temperature or humidity can accelerate or retard hydration, affecting early-age strength and workability [6]. Similarly, the internal pressure exerted by the pumping system and the geometry of the extrusion nozzle significantly affect the flow rate and the shape stability of the printed filament [10]. Consistency, often modulated through water-to-binder ratio and additives, plays a central role in ensuring both pumpability and structural integrity during deposition.

In this study, we investigate the influence of these key parameters—consistency, water temperature, extrusion pressure, and nozzle diameter—on the flow behavior of 3D printable concrete. A series of controlled experiments are conducted across a range of values for each parameter, and the resulting flow responses are analysed to construct comprehensive material flow planes. These planes aims to delineate the feasible printing window for various operational scenarios and provide actionable insights for process optimization. Through this work, we seek to enhance the understanding of material-process interaction in 3DCP and support the development of adaptable and robust printing systems suitable for real-world conditions.

2.- MATERIALS AND METHODS

This section contains the detail of the different materials used, the equipment and the different approaches of the experimental campaign.

2.1.- Materials

In this study, a developed mortar was used. The developed mortar consisted on a mortar that contains: 30% weight of CEM II/B-L 32,5N as binder, 30% weight of Ø2mm fine sand, 30% weight of calcareous fine aggregates and 0,5% additive-binder ratio of superplasticizer and a 50% water-binder ratio.

2.2.- Equipment

The equipment used in this study consisted on a planetary mixer IMER MIX-120 PLUS, an UP-Pictor pump with a limitation of maximum Ø2mm aggregate's diameter, a Ø20mm hoses and a Ø15mm and a Ø20mm extruders.
To determine the temperature, thermocouples threads were used. To determine the pressure a C16 sensor, with 50 bar range, was used with a SP100 separator to maintain its integrity. The hopper level was measured using a laser meter in the center of the hopper (dimensions in Fig. 1).

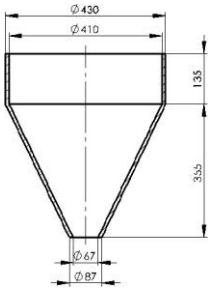


Fig. 1. Hopper dimensions in mm

To estimate the material flow, the volume of material pumped in a known period of time was calculated.

2.2.- Methods

The experimental campaign started with the classification of the key parameter between control parameters and measurements. Fig. 2 shows the final selection.

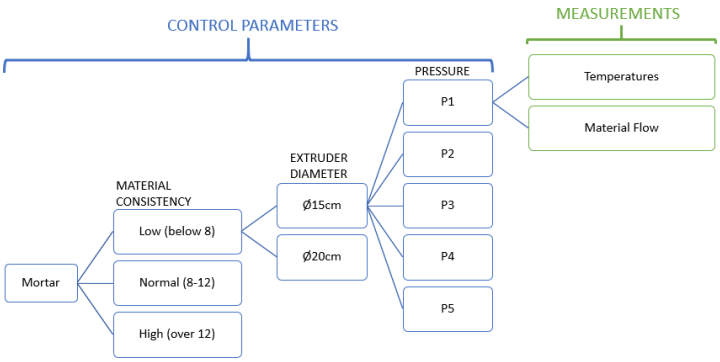


Fig. 2. Determination of variables

As the material was dosed manually, it was easy to obtain the different desired consistencies. Low consistency refers to the material being too dry to be extruded, therefore there would be more friction between the material and the hose. A normal consistency is considered as the optimal for a successful printing . A high consistency corresponds to the material being more liquid that desired to be printed. The extruder diameter was selected taking into account the extruders available. The pressure range is a critical point. The pressure needed to pump each type of consistency is very variable, therefore P1 is considered the minimum pressure to pump the material, and P5 is the pressure value where the 3D printer cannot print a single, stable filament.

The measurements taken as a result of the different configurations consisted on the

temperature at the end of the pump (T1), at the end of the hose (T2) and at the end of the extruder (T3); to determine the evolution of the temperature along the printing time; the materials flow is measured though the deposit level variation.

Once the variables are selected, it is important to know its position on the printing process. Fig. 3 shows the printing process and the step where the measurements are taken.

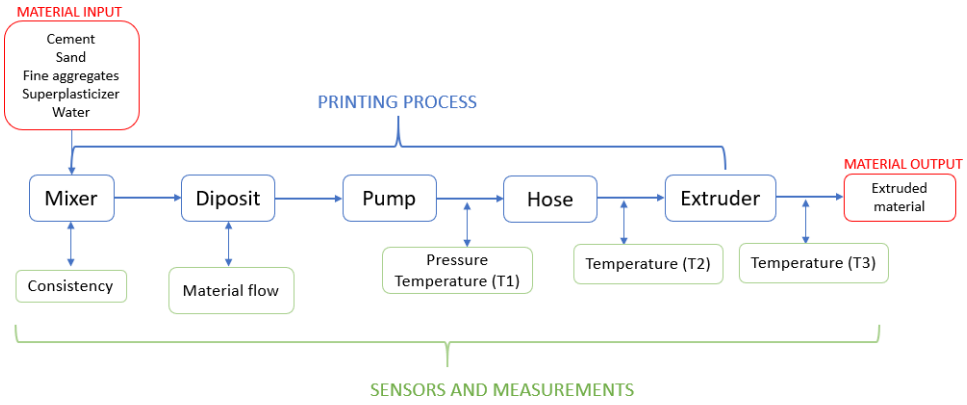


Fig. 3. Printing process and measurements

The material was mixed until it was homogeneous, and a sample was taken for a consistency determination. It was put in the hopper that feeds the pump, where temperature and level were measured to contrast the material flow sensor. The pressure sensor was located at the end of the pump to measure the pumping pressure. The temperature was measured at the end of the hose and at the end of the extruder to study the temperature evolution of the material along the printing process. Finally, the consistency of the material was also measured after the extrusion to quantify its variation.

For the temperature, it was considered interesting to quantify the effect of the temperature in the material, simulating different real environmental applications. It was simulated by adding cooled water (around 10ºC), water at room temperature (around 20ºC) and heated water (around 100ºC). The temperature was measured at the end of the pump (T1), at the end of the hose (T2) and at the end of the extruder (T3), defined in Fig. 3.

All data were collected through multiple pumping and printing cycles for each experimental condition. Each case was repeated at least three times, and the average values of the measured parameters are reported to ensure statistical reliability and reduce the influence of outliers.

3.- RESULTS AND DISCUSSION

Fig. 4 illustrates the relationship between material flow rate and pumping pressure, taking into account the effects of extruder diameter and the initial consistency of the material.

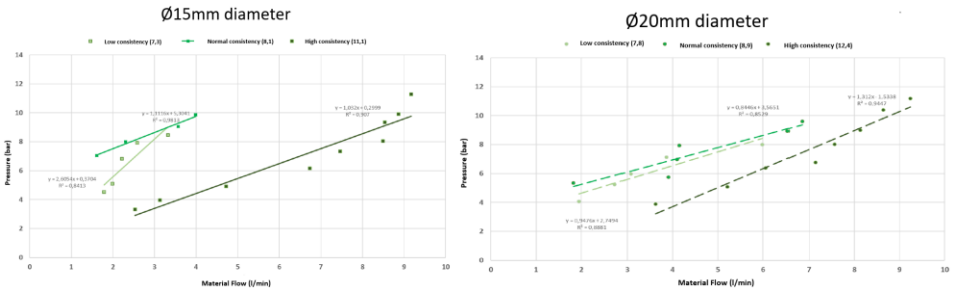


Fig. 4. Effect of consistency and extruder diameter

It was consistently observed that low-consistency mixtures require significantly higher pumping pressures. This is attributed to the greater energy needed to overcome internal friction and maintain material flow through the equipment. In contrast, high-consistency mixtures exhibited a broader range of achievable material flow rates, offering more flexibility. This behavior is particularly advantageous when printing complex geometries, where variable movement speeds of the printing head are needed to adjust filament thickness and maintain print quality

To investigate the relationship between pumping pressure and material flow rate, the printing process was repeated with multiple fresh mixtures. Each new batch resulted in a slightly different consistency value, which helped populate a wide range of data points. These data were used to construct the material flow planes presented in Figure 5, offering a representative visualization of how pressure and consistency influence flow behavior across different printing scenarios.

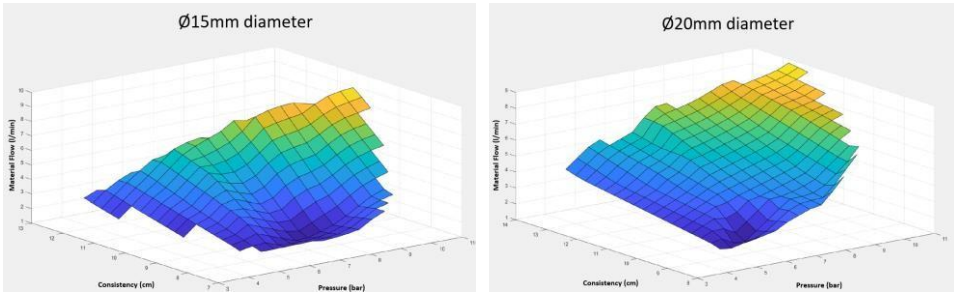


Fig. 5. Material flow planes

It was observed that a reduction in extruder diameter increases the pressure required to pump the material through the system. The 20 mm extruder, which maintains a consistent cross-sectional area with the hose, results in a more homogeneous flow profile and reduced pressure

losses. In contrast, the 15 mm extruder introduces a constriction at the transition point, leading to higher resistance and localized pressure increase.

For low-consistency mixtures, significantly higher pumping pressures are required to achieve the material flow rates necessary for a stable and continuous printing process. This indicates a stronger dependency on material rheology when using lower viscosity formulations.

In terms of thermal behavior, Table 1 summarizes the observed temperature variations throughout the printing process. Temperature data is presented as the difference between the value measured by each corresponding sensor and the baseline temperature recorded at the pump outlet (T1). This approach allows for a consistent comparison of thermal changes along the flow path.

Table 1. Temperature variation

	ΔT(ºC)								
	Cooled water			*Room temperature water*			*Heated water*		
Pressure	*Hose end (T2)*	*15mm (T3)*	*20mm (T3)*	*Hose end (T2)*	*15mm (T3)*	*20mm (T3)*	*Hose end (T2)*	*15mm (T3)*	*20mm (T3)*
P1	1.21	3.46	3.48	1.24	3.08	0.70	-1.59	1.36	0.64
P2	1.59	3.62	3.30	2.13	2.87	1.80	1.01	1.61	0.90
P3	2.18	3.85	3.55	1.30	3.04	2.48	3.65	2.36	1.92
P4	2.66	4.22	3.76	1.49	3.20	3.05	4.90	3.21	3.69

The friction between the material and the inner walls of the hose was found to be more significant in scenarios where a temperature gradient exists between the hose and the material—particularly in cases involving mixtures prepared with either heated or cooled water. This frictional interaction is intensified as the system seeks thermal equilibrium over time. When analysing the influence of water temperature, mixtures prepared with cooled water exhibited greater temperature variations during pumping and extrusion. This is attributed to higher internal friction between particles in the colder mixture, as well as enhanced friction with the hose walls.

Additionally, the effect of extruder diameter was found to influence thermal behavior. The 15 mm extruder led to a noticeable increase in material temperature, primarily due to abrupt cross-sectional reductions between the hose and the narrower extruder, which amplify pressure and particle interaction in the transition zone.

4.- CONCLUSIONS

The influence of several key parameters on mortar behaviour for 3D printing applications has been successfully investigated. An extensive experimental campaign was conducted, in which temperature, pressure, initial consistency, and extruder diameter were systematically varied to gain deeper insight into the material's flow characteristics.

The main findings of the study are summarized below:

- Normal consistencies (8-12cm) can be pumped at flow rates comparable to those of lower consistencies. However, normal consistency is recommended in order to preserve equipment integrity over time.
- Higher consistencies exhibit a broader range of material flow responses and may be more suitable for applications involving variations in printing speed.
- The 20 mm extruder produced consistently higher material flow rates compared to the 15 mm extruder under equivalent pressure and consistency conditions.
- Lower consistencies resulted in a greater increase in temperature during the printing process, attributed to increased particle friction.
- Smaller extruder diameters led to higher extrusion temperatures, likely due to increased pressure and confinement of the material during flow.
- When using different water temperatures in the mix, mixtures prepared with cold water exhibited a greater rise in temperature during extrusion. This is also attributed to increased internal friction among particles.

ACNOWLEDGEMENTS

This research performed in the context of the research project "Investigation of a 3D printed FRCM composite insulator for smart building enclosures" COMPI3D, with grant number PID2022-137156OB-I00. The project is funded by the Spanish State Research Agency (Agencia Estatal de Investigación) of the Ministry of Science and Innovation (Ministerio de Ciencia e Innovación). The 3D concrete printer is used in cooperation with *Vias y Construcciones S.A.* and their support is acknowledged. The third author is a Serra Húnter Fellow.

REFERENCES

[1] Hager, I., Golonka, A., & Putanowicz, R. (2016). 3D Printing of Buildings and Build- ing Components as the Future of Sustainable Construction? Procedia Engineering, 151, 292-299. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.357 Accedido: 20-03-2024

[2] Hamzeh, F. (2015). 3D Concrete Printing: Machine and Mix Design.(PDF) 3D Con- crete Printing: Machine and Mix Design (researchgate.net) Accedido: 20-03-2024

[3] Ortiz, J., Aguado, A., Agulló, L., García, T., & Zermeño, M. (2009). Influence of envi- ronmental temperature and moisture content of aggregates on the workability of cement mortar. Construction and Building Materials, 23(5), 1808-1814. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2008.09.016 Accedido: 24-03-2024

[4] Ortiz, J., Aguado, A., Agulló, L., & García, T. (2005). Influence of environmental temperatures on the concrete compressive strength: Simulation of hot and cold weather conditions. Cement and Concrete Research, 35(10), 1970-1979. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2005.01.004 Accedido: 24-03-2024

[5] Sensores. (s. f.). JEAN LUTZ S.A. Recuperado 29 de abril de 2024, de http://www.jeanlutzsa.fr/es/sensores/

[6] H. G. Şahin y A. Mardani-Aghabaglou, «Assessment of materials, design parameters and some properties of 3D printing concrete mixtures; a state-of-the-art review», Construction and Building Materials, vol. 316, p. 125865, ene. 2022, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2021.125865.

[7] B. Nematollahi, M. Xia, y J. Sanjayan, «Current Progress of 3D Concrete Printing Te- chnologies», ISARC Proceedings, pp. 260-267, jul. 2017, Accedido: 10 de marzo de 2024. [En línea]. Disponible en: https://www.iaarc.org/publications/2017_proceedi-ngs_of_the_34rd_isarc/current_progress_of_3d_concrete_printing_technologies.html

[8] J. Du et al., «New development of ultra-high-performance concrete (UHPC)», Compo- sites Part B: Engineering, vol. 224, p. 109220, nov. 2021, doi: 10.1016/j.compo- sitesb.2021.109220.

[9] X. Wang et al., «Concrete 3D printing technology for sustainable construction: A re- view on raw material, concrete type and performance», Developments in the Built Environ-ment, vol. 17, p. 100378, mar. 2024, doi: 10.1016/j.dibe.2024.100378.

[10] H. Li et al., «A Review on the Pumping Behavior of Modern Concrete», Journal of Advanced Concrete Technology, vol. 18, n.o 6, pp. 352-363, 2020, doi: 10.3151/jact.18.352.

[11] F. Li, W. Shen, Q. Yuan, X. Hu, Z. Li, y C. Shi, «An overview on the effect of pumping on concrete properties», Cement and Concrete Composites, vol. 129, p. 104501, may 2022, doi: 10.1016/j.cemconcomp.2022.104501.

[12] J. Ortiz, A. Aguado, L. Agulló, T. García, y M. Zermeño, «Influence of environmental temperature and moisture content of aggregates on the workability of cement mortar», Con-struction and Building Materials, vol. 23, n.o 5, pp. 1808-1814, may 2009, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2008.09.016.

[13] Y. T. H. Cu, M. V. Tran, C. H. Ho, y P. H. Nguyen, «Relationship between workability and rheological parameters of self-compacting concrete used for vertical pump up to super-tall buildings», Journal of Building Engineering, vol. 32, p. 101786, nov. 2020, doi: 10.1016/j.jobe.2020.101786.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Optimización de parámetros de impresión 3D para mezclas sostenibles de hormigón

Paloma Funes-García [(1)], Sindy Seara-Paz, [(1)] Belén González-Fonteboa [(1)] y Fernando Martínez-Abella[(1)]

[(1)] Departamento de Ingeniería Civil, Centro de Innovación Tecnológica en Edificación e Ingeniería Civil (CITEEC), Universidade da Coruña, A Coruña (España).

RESUMEN

Uno de los aspectos fundamentales para que un hormigón sea apto para la impresión 3D es el diseño de una mezcla adecuada. Este estudio propone el diseño de una mezcla sostenible que incorpora metacaolín, filler calizo y ceniza de biomasa como sustitución parcial del cemento, logrando reducir el impacto medio ambiental del hormigón sin comprometer su funcionalidad.

El análisis se centra en los parámetros de impresión que influyen en el proceso y afectan a la geometría y calidad de la pieza impresa. Se estudian parámetros como la velocidad de impresión, el tiempo transcurrido desde el contacto agua-cemento hasta el momento de la impresión y la geometría de la boquilla, todos ellos clave para garantizar un resultado óptimo para impresión 3D. Para llevar a cabo este análisis, se han diseñado varias pruebas, como la impresión de un patrón de filamentos de 350 mm de largo, realizados a diferentes edades (20, 40, 60, 80, 100 y 120 minutos). Estas pruebas se han llevado a cabo con diferentes velocidades de impresión, permitiendo extraer conclusiones detalladas sobre el comportamiento de la mezcla, al analizar la geometría y la calidad de la pieza final.

Con los resultados obtenidos se define la región imprimible de la mezcla diseñada y su tiempo abierto, verificando así la viabilidad de la mezcla, de la que destaca su potencial al presentarse como una alternativa más respetuosa con el medio ambiente, pero a la vez capaz de cumplir los requisitos propios de la impresión 3D.

PALABRAS CLAVE: impresión 3D, hormigón sostenible, parámetros de impresión, estado fresco, fluidez del hormigón.

1.- INTRODUCCIÓN

La impresión 3D de hormigón ha surgido como una de las técnicas más innovadoras del sector de la construcción, experimentado un notable crecimiento en los últimos años. Permite construir sin necesidad de encofrado, reduciendo el consumo de materiales, el coste de la mano de obra y los plazos de ejecución. Además, ofrece gran libertad de diseño al permitir construir geometrías más complejas que serían inviables mediante métodos tradicionales.

Esta tecnología ha despertado el interés del sector por su potencial, promoviendo la automatización, la digitalización y el desarrollo sostenible [1]. Sin embargo, para que se haga efectiva la aplicación de esta técnica a escala real, es necesario el diseño de mezclas compatibles con la impresión 3D que, además de cumplir las necesidades propias de la impresión, como la capacidad de ser extruida o la capacidad de autosostenerse, sean más respetuosas con el medioambiente [2].

Bajo esta premisa se ha puesto el foco en la búsqueda de alternativas sostenibles al cemento Portland convencional, como el uso de materiales suplementarios (SCM) o la inclusión de residuos o subproductos industriales que permiten reducir el impacto ambiental sin comprometer la funcionalidad del hormigón impreso [3]. Desarrollar mezclas sostenibles, junto a la optimización de los parámetros de impresión, resulta clave para poder garantizar la viabilidad y calidad del proceso constructivo, convirtiendo a la impresión 3D, no solo en una técnica eficiente, sino también en una alternativa más sostenible para el sector de la construcción.

2.- MATERIALES

Para el diseño de la mezcla, se ha utilizado Cemento Portland Ordinario (CEM I 52.5 R), arena de origen granítico con un tamaño máximo de árido de 4mm, un superplastificante de altas prestaciones (Sika ViscoCrete-90 NG) y sulfato de aluminio (SA) como acelerante. Además, para reducir el impacto ambiental, se ha sustituido parcialmente el cemento por otros materiales alternativos como metacaolín (MK), filler calizo (LF) y ceniza de biomasa (BA). La dosificación utilizada se encuentra recogida en la Tabla 1.

Tabla 1. Dosificación.

Materiales	*CEM*	*MK*	*LF*	*BA*	*Arena*	*Agua*	*Super*	*SA*
kg/m^3	616.87	126.04	86.99	132.47	1002.32	289.98	6.98	9,68

3.- PLAN DE ENSAYOS

3.1.- Parámetros de impresión

Para poder definir y conocer el comportamiento de la mezcla diseñada, se ha planificado una campaña experimental basada en la impresión de filamentos de longitud 350 mm. Para ello se ha utilizado una boquilla circular de diámetro 35mm y la altura de capa establecida ha sido también de 35 mm. Esta prueba se ha realizado en intervalos temporales de 20 minutos, desde los 20 minutos desde el contacto agua-cemento, hasta los 100 minutos, con

el fin de analizar la evolución de la mezcla con el paso del tiempo, ya que este es uno de los parámetros que condiciona el proceso de impresión. En cada intervalo, se imprimieron cinco filamentos a distintas velocidades (25, 50, 75, 100 y 125 mm/s), lo que permite analizar cómo influye este parámetro en la geometría y el acabado de la pieza impresa. Este patrón diseñado para las pruebas se puede observar en la Figura 1.

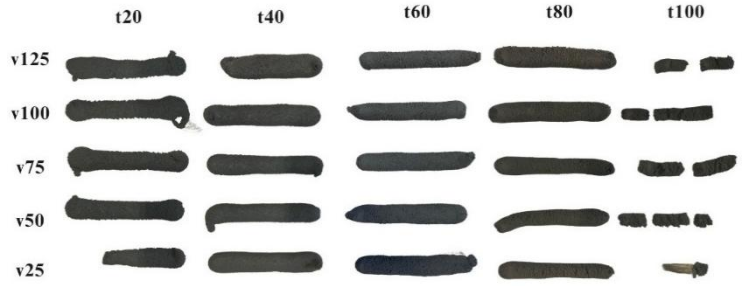


Figura 1. Resultados obtenidos con la boquilla de diámetro 35 mm y una altura de capa de 35 mm.

3.2.- Fluidez

Una característica fundamental para conocer el comportamiento de la mezcla para impresión 3D es su fluidez que, en este estudio, se ha controlado a través del Slump test y el Slump Flow test [4]. Estos ensayos se realizaron paralelamente a las pruebas de impresión, manteniendo los mismos tiempos de ensayo para poder relacionar la fluidez y la calidad de la impresión a la vez que se define la región imprimible de la mezcla y su tiempo abierto.

En ambos ensayos se utilizó un molde cónico truncado estandarizado de 60 mm de altura, 70 mm de diámetro superior y 100 mm de diámetro inferior. Tras retirar el molde, en el ensayo Slump, se ha medido el descenso en 3 puntos, mientras que para el Slump Flow, se aplican 15 golpes en la mesa de sacudidas, según la norma UNE-EN 1015-3, y posteriormente se miden dos diámetros perpendiculares.

3.3.- Resistencia a la penetración

Para definir con mayor precisión la región imprimible de la mezcla, se ha continuado el estudio con el ensayo de resistencia a la penetración y su evolución en el tiempo. Este ensayo permite conocer con mayor precisión el aumento de la rigidez de la mezcla con el paso del tiempo, complementando los datos obtenidos en los ensayos de fluidez y definiendo con mayor precisión la región imprimible [5]. Para realizar este ensayo se ha seguido el procedimiento establecido en la norma UNE-EN 1015-9:2000, realizando las modificaciones y ajustes necesarios para poder trabajar con los tiempos de ensayos establecidos en esta campaña experimental.

3.4.- Capacidad de autosostenerse

Otro parámetro fundamental para el correcto diseño de una mezcla válida para impresión 3D es garantizar su capacidad de autosostenerse, es decir, su capacidad de soportar su propio peso sin colapsar durante el proceso de impresión y sin necesidad de encofrado. Esta

característica se considera uno de los principales retos de la impresión 3D de hormigón, ya que controlar la deformación del material es esencial para garantizar la impresión [6].
Durante este estudio, para validar esta capacidad en la mezcla sostenible diseñada, se ha impreso una pieza de base cuadrada con dimensiones 30 x 30 cm. Para poder imprimirla, previamente se han analizado los resultados obtenidos en las pruebas de impresión descritas con el objetivo de optimizar los parámetros para conseguir el mejor resultado.

3.5.- Resistencia

Además de la optimización de los parámetros y el análisis del comportamiento en fresco para definir la región imprimible, se ha completado la campaña experimental con la evaluación de las propiedades mecánicas de la mezcla sostenible a través de ensayos de flexión y compresión. Para ello se han realizado probetas prismáticas de dimensiones 4 x 4 x 16 cm^3, que han sido ensayadas a 7 y 28 días. Estos ensayos tienen como objetivo verificar el desarrollo de resistencias en edades tempranas y su adecuación para la impresión 3D.

4.- RESULTADOS Y ANÁLISIS

4.1.- Parámetros de impresión

Tras realizar las pruebas con los diferentes parámetros y su posterior análisis, esta fase del estudio ha permitido conocer la evolución de la mezcla y cómo afectan los parámetros al proceso de impresión. También ha permitido determinar el tiempo abierto de la mezcla, así como los intervalos temporales y los parámetros óptimos para una correcta impresión.
Como se puede apreciar en la Figura 2, el tiempo es el principal condicionante, ya que influye ampliamente en la capacidad de retención de forma de la mezcla, y por lo tanto, influye directamente en la geometría final que se obtiene. Los filamentos impresos, han sido capaces de mantener un ancho más próximo al de la boquilla, y un alto más próximo al de diseño a edades más prolongadas, mientras que, en los primeros tiempos, las dimensiones se alejaban ligeramente de los valores esperados.

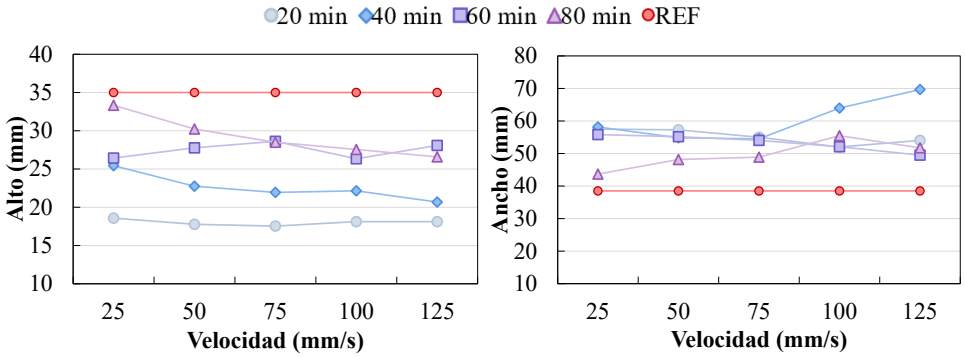


Figura 2. Resultados obtenidos con la boquilla de diámetro 35 mm y una altura de capa de 35 mm.

El tiempo también es clave para definir la ventana de trabajo de la que se dispone al realizar impresiones con esta mezcla. En este caso, el comportamiento observado entre los 40 y los 80 minutos ha sido óptimo bajo todos los parámetros estudiados, permitiendo la impresión de manera continua y de calidad. Sin embargo, a los 100 minutos, el proceso de impresión comienza a presentar limitaciones, produciéndose roturas en los filamentos, irregularidades y bloqueos. Estos hechos marcan el final del tiempo abierto de la mezcla.
En relación con la velocidad de impresión, no se ha apreciado que influya de manera significativa en el resultado final. Las velocidades más lentas imprimen un ancho ligeramente superior que las más rápidas, pero a su vez, el acabado de las piezas impresas con la velocidad más rápida presenta ligeras rugosidades superficiales. Por ello, se determina que las velocidades más adecuadas para la mezcla diseñada se sitúan en el rango de 75 a 100 mm/s.

4.2.- Fluidez

Los resultados obtenidos en los ensayos de Slump y Slump Flow han evidenciado el comportamiento observado en las pruebas de impresión, poniendo el foco sobre el tiempo para optimizar el proceso de impresión.
Con los datos recogidos en el Slump, se ha establecido una relación entre el descenso medido y la altura final de los filamentos impresos. Según pasa el tiempo, la mezcla va perdiendo fluidez y aumentando su capacidad de retención de forma, de tal manera que el descenso producido en la mezcla tras retirar el molde se va reduciendo. Como era de esperar, esto guarda relación directa con la altura de la pieza que muestra un menor descenso del Slump cuanto mayor es la altura del filamento, como se aprecia en la Figura 3.

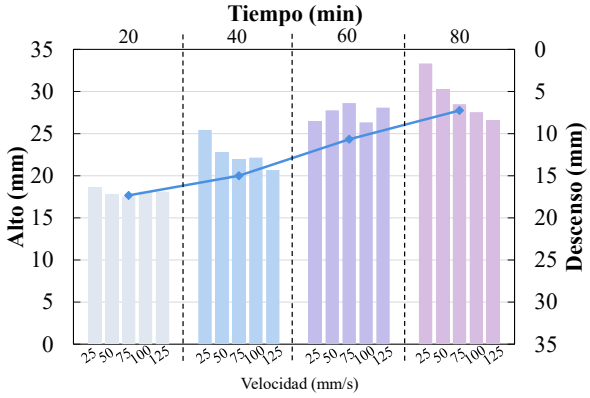


Figura 3. Relación obtenida entre el descenso del Slump y el alto de los filamentos impresos.

Paralelamente, con la combinación de ambos ensayos, se ha determinado una ventana donde la mezcla presenta las condiciones óptimas para ser impresa. Por un lado, un descenso superior a 16 mm implica un estado demasiado fluido para retener la geometría de diseño. Este límite se acota con los resultados del Slump Flow en los que se aprecia que diámetros superiores a 180 mm no son aptos para la impresión de la mezcla. Por otro lado, cuando el descenso se encuentra en valores inferiores a 6 mm, la mezcla es demasiado consistente, pudiendo producirse bloqueos o discontinuidades en el proceso de impresión.

Este valor, de nuevo, se complementa con el diámetro medido en el Slump Flow que fija en 120 mm el límite inferior para garantizar la impresión. De esta forma se obtiene una ventana de impresión representada en la Figura 4.

4.3.- Resistencia a la penetración

Uno de los principales objetivos de esta investigación es encontrar correlaciones entre los diferentes parámetros obtenidos con los diferentes ensayos de caracterización en fresco de la mezcla para evaluar su capacidad de autosostenerse, y así poder optimizar el proceso de impresión con la mezcla diseñada [7]. Por ello, para una mejor calibración de la ventana de impresión de la mezcla, se han complementado los ensayos de fluidez con la resistencia a la penetración que permita definir con mayor precisión la región imprimible.

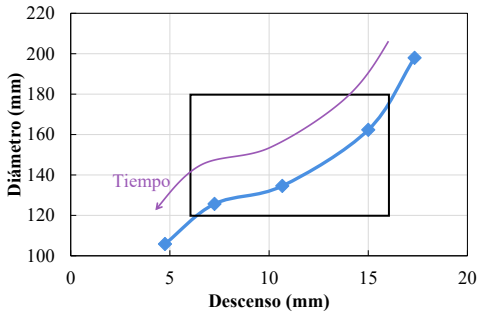


Figura 4. Ventana de impresión obtenida entre los resultados del Slump test y Slump Flow test.

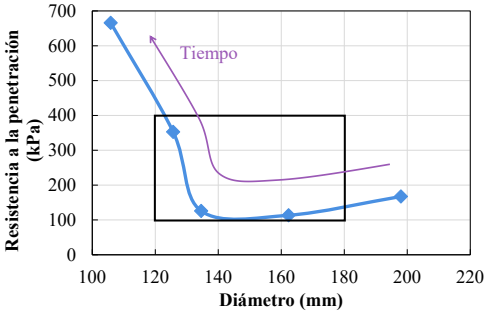


Figura 5. Ventana de impresión según resultados de Slump Flow test y resistencia a la penetración.

Primeramente, se han relacionado los datos obtenidos con el ensayo de resistencia a la penetración con los diámetros del Slump Flow, para ajustar nuevamente la ventana de impresión, mostrada en la Figura 5, estando el rango de impresión entre 100 y 400 kPa.
Combinando los tres ensayos y los valores límites de todos ellos, podemos definir con mayor precisión la región imprimible, en la cual la mezcla está en el estado óptimo para ser impresa. Esta región imprimible se puede ver en la Figura 6.

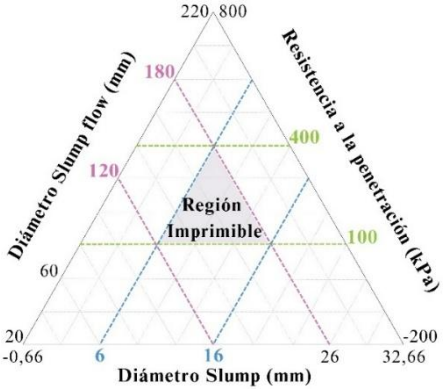


Figura 6. Región imprimible de la mezcla sostenible.

4.4.- Capacidad de autosostenerse

Para validar los resultados obtenidos y verificar el resultado óptimo bajo los parámetros estudiados, se ha fabricado una pieza cuadrada de 30 cm de lado con una velocidad de impresión de 75 mm/s y a los 60 minutos desde el contacto agua cemento. La impresión de esta pieza también permitió definir el número de capas sucesivas que son capaces de imprimirse sin que se produzca colapso. En este caso se superaron las 8 capas objetivo, como se ve en la Figura 7.



Figura 7. Resultado obtenido en la prueba de capacidad de autosostenerse.

4.5.- Resistencia

Este estudio se ha completado validando las resistencias mecánicas de la mezcla, a flexión y a compresión a 7 y 28 días. Los datos obtenidos se recogen en la Figura 8.

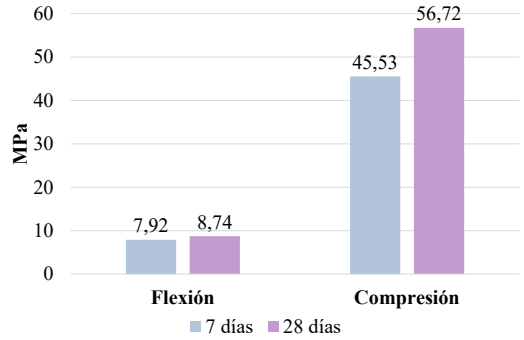


Figura 8. Resultados de resistencias a flexión y compresión a 7 y 28 días de la mezcla diseñada.

5.- CONCLUSIONES

Este estudio ha permitido validar el comportamiento en fresco de la mezcla sostenible y su evolución en las primeras edades, para poder optimizar el proceso de impresión.

Tras analizar los resultados obtenidos, se ha observado que el tiempo es un factor clave en todo el proceso, ya que la mezcla va evolucionando desde el contacto agua-cemento. En un primer momento es demasiado fluida, pero su fluidez va disminuyendo al tiempo que aumenta su capacidad de retención de forma. También se ha observado que la velocidad es un parámetro menos influyente, pero aun así el rango óptimo es entre 75 y 100 mm/s.

Por otro lado, esta campaña experimental ha servido para acotar la región imprimible de la mezcla, donde debemos encontrarnos en un rango de descenso de Slump entre 6 y 16 mm, un diámetro de Slump Flow entre 120 y 180 mm, y una resistencia a la penetración entre 100 y 400 kPa.

AGRADECIMIENTOS

Esta investigación ha sido financiada por el Ministerio de Ciencia e innovación - Agencia Estatal de investigación a través de los proyectos: «Diseño de hormigones sostenibles para impresión 3D basado en la reología y en el control de propiedades muy tempranas (Eco3DConcrete)- PID2020-115433RB-I00», y "Aprovechamiento de los efectos sinérgicos entre la impresión 3D y las tecnologías de autocuración para diseñar hormigones sostenibles y duraderos (3DHealConcrete) - TED2021-129757B-I00".

P. Funes agradece también la ayuda PREP2023-00156 de MCIU/AEI/10.13039/501100011033 y FSE+.

REFERENCIAS

[1] X. Wang, W. Li, Y. Guo, A. Kashani, K. Wang, L. Ferrara, I. Agudelo, Concrete 3D printing technology for sustainable construction: A review on raw material, concrete type and performance, Developments in the Built Environment 17 (2024). https://doi.org/10.1016/j.dibe.2024.100378.

[2] Y. Zhang, Z. Yu, Y. Zhang, J. Zhang, L. Yang, H. Zhang, R. Qian, X. Li, W. Zhu, W. She, Study on the predictive model for continuous build height of 3D printed concrete (3DPC) based on printability and early mechanical properties, Journal of Building Engineering 99 (2025). https://doi.org/10.1016/j.jobe.2024.111640.

[3] W.J. Long, J.L. Tao, C. Lin, Y. cun Gu, L. Mei, H.B. Duan, F. Xing, Rheology and buildability of sustainable cement-based composites containing micro-crystalline cellulose for 3D-printing, J Clean Prod 239 (2019). https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2019.118054.

[4] Y.W.D. Tay, Y. Qian, M.J. Tan, Printability region for 3D concrete printing using slump and slump flow test, Compos B Eng 174 (2019). https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2019.106968.

[5] W. Chen, J. Ye, F. Jiang, R. Fediuk, J. Yu, V.C. Li, K. Yu, Printability region for 3D-printable engineered cementitious composites (3DP-ECC), Cem Concr Compos 151 (2024). https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2024.105599.

[6] H. Zhang, J. Wang, Y. Liu, X. Zhang, Z. Zhao, Effect of processing parameters on the printing quality of 3D printed composite cement-based materials, Mater Lett 308 (2022). https://doi.org/10.1016/j.matlet.2021.131271.

[7] I. Ivanova, E. Ivaniuk, S. Bisetti, V.N. Nerella, V. Mechtcherine, Comparison between methods for indirect assessment of buildability in fresh 3D printed mortar and concrete, Cem Concr Res 156 (2022). https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2022.106764.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad

Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Effects of different silica sources on rheological properties and 3D printability of magnesium-based cements

Busra Akturk [(1)], Serhan Ulukaya [(2)] and Tugrul Yazar [(3)]

[(1)] Istanbul Bilgi University, Department of Civil Engineering, Istanbul, Türkiye.
[(2)] Yildiz Technical University, Department of Civil Engineering, Istanbul, Türkiye.
[(3)] Istanbul Bilgi University, Department of Architecture, Istanbul, Türkiye.

ABSTRACT

This study explores the printability of reactive MgO-SiO_2 blends incorporating various silica sources, such as micro-silica (MS), metakaolin (MK), fly ash (FA), and basalt powder (Bst). In the experimental study, plain reactive magnesium oxide (RM) mixtures were produced as reference samples and then the RM was replaced by 25 wt% of the above silica sources. The fresh-state properties, including slump and flow diameter, setting time, printability, and buildability of these blends in extrusion-based 3D printing applications were assessed. The rheological properties, namely dynamic yield stress and plastic viscosity were investigated immediately after production of the mixes. Furthermore, the compressive strength of the 3D-printed mortars were measured at the 28^{th} day. The results indicated that slump, flow diameters, and setting time increased with the silica replacements. The minimum and highest dynamic yield stress obtained in the MK and FA series, respectively, while plastic viscosity reached the maximum in the MK mix. All RM-SiO_2 blends were printed continuously without interruption, showed no surface defects or discontinuities and were built in 20 layers, without any failure or collapse. Moreover, MS and MK mixes exhibited the highest compressive strength, as of 16.5 and 13.8 MPa at 28^{th} days. As a conclusion, this study has revealed that RM-SiO_2 blends have great potential as sustainable and 3D printable building materials, with improvements to be made in future studies.

KEYWORDS: Reactive magnesium oxide; rheology; 3D printing; compressive strength.

3- BETÃO DE ALTO DESEMPENHO
| HORMIGÓN DE ALTO RENDIMIENTO

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Estudio de la dosificación de UHPC en San Juan, Argentina

Dr. Ing. Yazzar, Sergio Alejandro[(1)]; Ing. León, Matías[(2)] ; Ing. Sabio Miguel[(2)], Ing. Buffagni, Luciano[(3)]; Ing. Sanchez, Rocío[(3)]

(1) Docente, investigador y director del Instituto de Materiales y Suelos, Universidad Nacional de San Juan, San Juan, Argentina
(2) Docente e investigador en el Instituto de Materiales y Suelos, Universidad Nacional de San Juan, San Juan, Argentina
(3) Investigador en el Instituto de Materiales y Suelos, Universidad Nacional de San Juan, San Juan, Argentina

RESUMEN

El Hormigón de Ultra-Alto Rendimiento (UHPC) es un material que ofrece una combinación única de resistencia, durabilidad y ductilidad. Se emplea como opción de primera línea en el diseño de estructuras sometidas a cargas extremas, ambientes agresivos, solicitaciones elevadas con necesaria economía de sección (o incremento de capacidad portante para una misma sección), difícil accesibilidad del hormigón e, inclusive, combinaciones de estos casos.

En Argentina, el desarrollo de UHPC es aún muy incipiente y se lo considera un hormigón de vanguardia. Esto deviene en una escasez de antecedentes que hace que, hasta la fecha, se hayan registrado muy pocas existencias tanto en laboratorio como de aplicación en obra. Particularmente en San Juan, las dificultades en cuanto a logística de adquisición de componentes y equipamientos adecuados convierten a su investigación en una ardua y, sobre todo, desafiante tarea.

En este trabajo se presenta un análisis experimental de la caracterización en estado fresco y endurecido del primer UHPC elaborado en San Juan. Fue realizado en el laboratorio del Instituto de Materiales y Suelos de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de San Juan. utilizando agregados de cuarzo de tamaño máximo de 2mm provenientes de las Sierras de Valle Fértil (provincia de San Juan), alcanzando diámetros extendidos máximos de 580mm y resistencias a compresión superiores a 150 MPa (en cilindros de 100mm x 200mm) y 50 MPa a flexotracción (en prismas de 450mm x 100mm x 100mm), sentando un importantísimo hito y antecedente para el desarrollo de este material en Argentina.

PALABRAS CLAVE:

Hormigón de Ultra Alto Rendimiento, resistencia, innovación, San Juan, Argentina.

1. INTRODUCCIÓN

No es difícil advertir la gran evolución que ha presentado el hormigón, tanto como material estructural y no estructural, a lo largo de toda su historia, desde su creación hasta la actualidad. Puede destacarse que, gracias al avance tecnológico de sus componentes, sobre todo aditivos, esta evolución ha mostrado un incremento más abrupto en las últimas décadas y promete seguir en esa dirección.

A su vez, proyectos cada vez más exigentes en cuanto a prestaciones y dificultades técnicas, abren una necesidad de mercado que impulsa los avances y desarrollos en tecnologías referidas al hormigón y a la construcción con este material. [1] [2]

Es en este contexto, que el Hormigón de Ultra Alto Rendimiento Reforzado con Fibras (HUARRF), también conocido como UHPC (Ultra High Performance Concrete), surge como una alternativa eficiente frente a los desafíos actuales en ingeniería estructural. El término "*Prestaciones*", (o Rendimiento, según la traducción) responde al comportamiento que muestran estos hormigones tanto en Estado Fresco como en su Estado Endurecido [5]

Conceptualmente, se puede entender al UHPC como una conjunción de 3 tecnologías de hormigones especiales, independientes y diferentes. Esta combinación de propiedades genera una sinergia que permiten obtener un hormigón con unas características particularmente buenas.

Mecánicamente, es un material que puede alcanzar resistencias de 150 MPa a compresión uniaxial, y los 50 MPa a flexotracción. Esto se logra gracias a los siguientes puntos fundamentales: [1, 3 a 6].

- D_{max} de agregados en el orden de los 2mm
- Un empaquetamiento de agregados óptimo y denso. Esto se logra con la incorporación de alto contenido de finos.
- Altos contenidos de cemento y adiciones, y baja relación agua/cementantes. Formando una matriz cementícea densa, virtualmente carente de vacíos.
- Se agregan fibras cortas de acero de alta tenacidad, otorgándole al conjunto el necesario comportamiento dúctil.

Finalmente, se obtiene como resultado un material más denso, con una durabilidad y resistencia elevadas, sin dejar de lado la sostenibilidad. Todas estas ventajas justifican su implementación a pesar de su elevado costo por unidad de volumen y la dificultad técnica debido a su incipiente estado de desarrollo en Argentina.

El UHPC es una alternativa de primera línea para solución de una gran cantidad de problemas ingenieriles en donde se consideren dificultades técnicas de aplicación, necesidad de economía de sección, y agresividad ambiental. [4]

2. DISEÑO DE MEZCLAS

2.1 Planteo de dosificaciones

Es importante destacar que, para este tipo de hormigones, (tal como para la mayoría de los hormigones especiales) no existe un único método de dosificación, y mayormente se recurre al análisis de experiencias previas exitosas como referencia y luego se ajusta según los componentes seleccionados y un empaquetamiento que resulte óptimo.

Conceptualmente, esto significa que, a partir de los componentes preseleccionados, se busca una matriz y arreglo estructural de granos que sea virtualmente carente de vacíos. [4]. Esto se logra a partir de los modelos matemáticos de empaquetamientos. En este trabajo se utilizó el modelo Andersen y Andreasen modificado (A & $A\,m$). El dato de partida es la granulometría de cada uno de los materiales. La ecuación que define el modelo de A & $A\,m$ viene dada por la Ec. (1):

$$\mathrm{P(D)} = \frac{\mathrm{D^q} - \mathrm{D_{min}^q}}{\mathrm{D_{max}^q} - \mathrm{D_{min}^q}} \tag{1}$$

En donde:

- *D: Es el tamaño máximo de la partícula, expresado en mm.*
- *$P(D)$: Es el porcentaje de sólidos más finos que D*
- *D_{max} y D_{min} son los tamaños máximos y mínimos utilizados, expresados en mm.*
- *q: Es un parámetro del método denominado "módulo de distribución", que determina la proporción de partículas gruesas y finas de la mezcla. De acuerdo con antecedentes analizados, y a recomendaciones, se empleó un valor de $q = 0.24$. (para HAC)*

La Ec. 1 nos da la curva objetivo para la optimización de los componentes del UHPC. Las cantidades de cada componente pueden obtenerse mediante un ajuste por mínimos cuadrados (Ec. (2)) de manera que la curva de mezcla obtenida se aproxime lo máximo posible a la curva objetivo.

$$\mathrm{RSS} = \frac{\sum_{i=1}^{n}\left(\mathrm{P_{Mezcla}}\left(\mathrm{D_i^{i+1}}\right) - \mathrm{P_{Objetivo}}\left(\mathrm{D_i^{i+1}}\right)\right)^2}{\mathrm{n}} \tag{2}$$

En donde:

- *P_{Mezcla}: Es la mezcla diseñada*
- *$P_{Objetivo}$: Es la curva que nos da la ecuación (1). Es la curva objetivo.*
- *n: Número de puntos entre D_{max} y D_{min}*
- *RSS: Es el ajuste obtenido. Mientras menor sea el valor, mejor será la aproximación.*

El proceso de obtención de una dosificación de prueba de UHPC es iterativo. Primero, se ajustan las cantidades de agregados y cementantes para que la mezcla se acerque a la curva objetivo de empaquetamiento. Luego, se realizan pruebas y ajustes sucesivos según los resultados obtenidos.

En la Tabla 1 se muestran los dosajes obtenidos, y en la Figura 1, se muestran las curvas mezcla y de diseño obtenidas para las distintas dosificaciones.

	Dosificaciones propuestas					
	A	*B*	*C*	*D*	*E*	*F*
Cemento CB 50	*800*	*800*	*-*	*800*	*-*	*-*
Cemento CPC 40	*-*	*-*	*800*	*-*	*-*	*-*
Cemento CPN 40	*-*	*-*	*-*	*-*	*800*	*800*
Microsílice	*200*	*200*	*200*	*200*	*200*	*200*
Agua	*240*	*220*	*190*	*190*	*190*	*190*
Relación agua/cementantes	*0.24*	*0.22*	*0.19*	*0.19*	*0.19*	*0.19*
Agregado 8mm	*459*	*-*	*-*	*-*	*-*	*-*
Agregado Qz 8/40	*352*	*562*	*562*	*562*	*885*	*885*
Agregado Qz 100/325	*-*	*-*	*-*	*-*	*241*	*241*
Agregado Si 100/325	*390*	*302*	*302*	*302*	*-*	*-*
Fibras 35mm	*160*	*160*	*160*	*160*	*-*	*-*
Fibras 6mm	*-*	*-*	*-*	*-*	*160*	*160*
Sika Sikament 90E	*-*	*-*	*-*	*-*	*1.2*	*1.2*
Dynamond XTend W503R	*3.8*	*4.0*	*4.0*	*4.5*	*-*	*-*
Sika 20 HE	*-*	*-*	*-*	*-*	*3.0*	*-*
Sika Viscocrete 9100	*-*	*-*	*-*	*-*	*-*	*3.1*

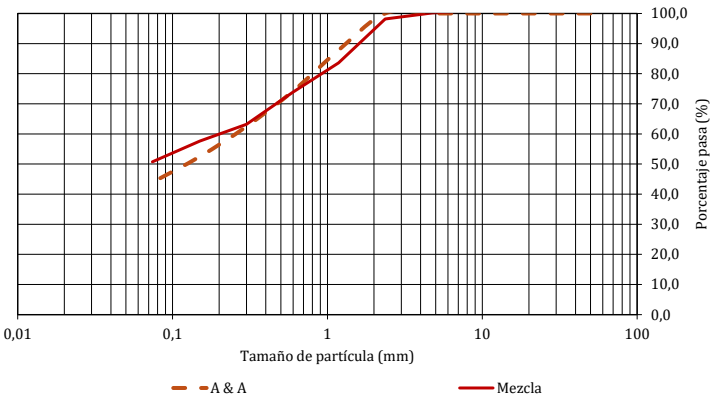


Figura 1. Curva mezcla y objetivo

2.2 Componentes de la mezcla

Para la elaboración de UHPC se ensayaron mezclas con distintas combinaciones de los siguientes componentes. Pueden verse en la Figura 2.

- Cementos: Se utilizó tipo CPN 40 (Figura 2a), y también se realizaron pruebas con cemento tipo Blanco categoría 50 MPa (Figura 2b).
- Agua potable.
- Adición mineral activa: Humo de Sílice (microsílice) (Figura 2c)
- Agregados: Cuarzo proveniente de la sierra de Valle Fértil, San Juan. Granulometría variable en 2 tamaños: una arena fina que pasa el tamiz 50 y es retenida en el 200 (Qz 50 - 200) (Figura 2d) y una arena que pasa el tamiz 8 y es retenido en el 40 (Qz 8 - 40) (Figura 2e). También se realizó una prueba con Dmax de 8mm. (Figura 2f).
- Fibras de acero de alta resistencia. Se utilizó fibras de 35mm de largo y 0.55 mm de diámetro (Figura 2j) y de 6mm de largo y 0.16mm de diámetro. (Figura 2k)
- Aditivos: plastificante convencional (Figura 2h) y reductor de agua de alto rango. (Figuras 2g y 2i)

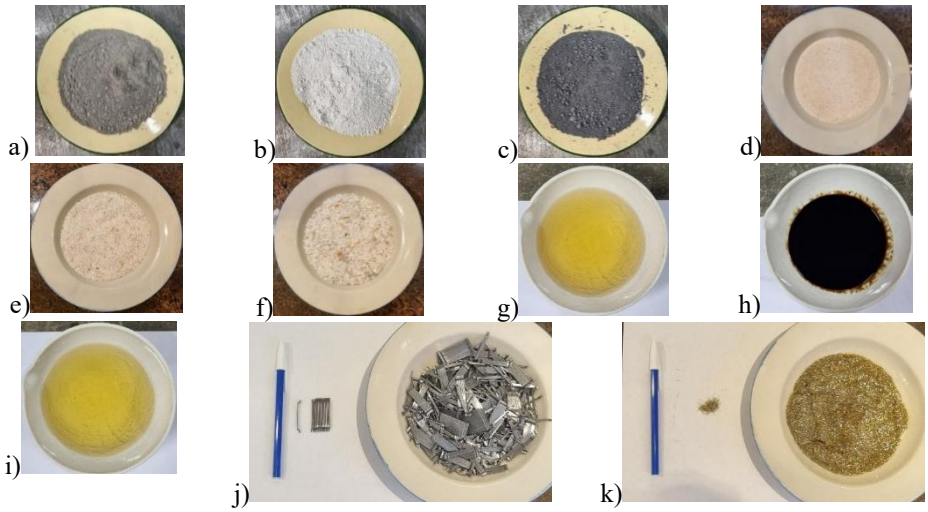


Figura 2. Componentes utilizados en la elaboración de UHPC.

3. ENSAYOS REALIZADOS

Para la evaluación de comportamiento de las mezclas dosificadas, se realizaron ensayos en estado fresco y endurecido. En estado fresco se realizaron ensayos de escurrimiento, anillo japonés y contenido de aire en aparato de Washington. Los resultados obtenidos en estos ensayos se resumen en la Tabla 2, y puede verse un registro fotográfico en las Figuras 3a, 3b, y 3.c

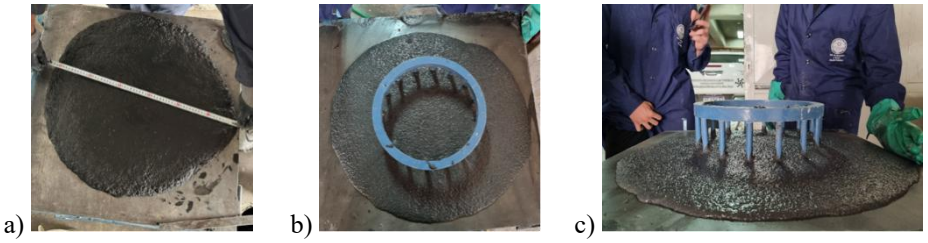


Figura 3. Ensayos en estado fresco. Extendido (3a), J-Ring (3b, 3c)

Tabla 2. Resumen de resultados de ensayos en Estado Fresco

Espécimen	*Ensayo*				
	Escurrimiento		*Escurrimiento con Anillo Japonés*		*Contenido de ANI (%)*
	T50 (seg)	*Dmax (cm)*	*h (cm)*	*Dfi (cm)*	
A	*16*	*50*			*5.1*
B	*NC (2)*	*31*	*NM (1)*	*NM*	*3.2*
C	*11.52*	*52*			*4.6*
D	*4.1*	*52*	*6.5*	*43*	*3.1*
E	*3.21*	*61*	*8*	*58*	*2.1*
F	*3.36*	*64*	*8*	*61*	*2.1*

1. *NM: No Medido/No Realizado*
2. *NC: No Conforme. Esto se debe a malas condiciones de probeta, equipamiento o procedimiento, o conjunción de estas, que hizo que el ensayo arroje resultados no concluyentes.*

Los resultados de los ensayos realizados en estado endurecido pueden resumirse en la Tabla 3. Cabe destacar que el ensayo a flexión de las probetas elaboradas con las dosificaciones A, B y C corresponden a ensayos de flexión a 3 puntos. Se considera el promedio de los valores obtenidos para cada juego de probetas según la dosificación. Se puede ver en la Figura 4 el registro fotográfico tomado durante algunos ensayos.

a)  b)  c) 

Figura 4. Ensayos en estado endurecido Probeta ensayada a compresión dosificación D (4a). Dial con lectura de carga a rotura 932KN (4b). Probeta posicionada a flexotracción (4c).

Tabla 3. Resumen de resultados de ensayos en Estado Endurecido

Espécimen	*Ensayo*									
	Ensayo de Compresión					*Ensayo de flexión*				
	Dimensiones (mm)		*Peso (kg)*	*σC7 (MPa)*	*σC28 (MPa)*	*Dimensiones (mm)*		*Peso (kg)*	*σF7 (MPa)*	*σF28 (MPa)*
	D [1]	*h* [2]				*b* [3]	*L* [4]			
A	*9.81*	*20.36*	*3.62*	*NC*	*95.2*	*10.10*	*30.02*	*8.02*	*5.1*	*12.2*
B	*9.83*	*20.32*	*3.63*	*NC*	*103.7*	*10.12*	*30.04*	*8.04*	*5.6*	*NC*
C	*9.88*	*19.97*	*3.63*	*86*	*112*	*10.10*	*30.01*	*8.02*	*12.1*	*13.7*
D	*9.91*	*20.12*	*3.64*	*92*	*142*	*10.05*	*30.02*	*8.06*	*13.2*	*15.4*
E	*9.92*	*20.15*	*3.69*	*107*	*151*	*10.01*	*50.2*	*12.10*	*24.2*	*47.3*
F	*9.91*	*20.05*	*3.68*	*97*	*153*	*10.02*	*50.1*	*12.12*	*25.7*	*51.1*

1. *D: Diámetro de la probeta*
2. *H: Altura de la probeta*
3. *B=h, probetas de sección cuadrada.*
4. *L= Longitud total de la probeta*
5. *NC: No Conforme. Por malas condiciones de probeta, equipamiento o procedimiento.*
6. *NM: No Medido. Ensayo no realizado por motivos ajenos a la investigación.*

4. CONCLUSIONES

Los resultados demuestran que es posible realizar un UHPC con materiales existentes en la provincia de San Juan.

- Se obtuvieron resultados satisfactorios con el modelo de empaquetamiento de A & $A\ mod$.
- Se observó que las mezcladoras de hormigón convencionales no son efectivas para la elaboración de UHPC.
- Respecto de los tipos de cemento, resultó mejor el dosaje elaborado con Cemento Portland Normal (CPN) 40, en lugar de Cemento Portland Compuesto (CPC) 40, ya que se tenía un control directo sobre las adiciones que se incorporan al hormigón.

- La adición de fibras reduce la trabajabilidad del hormigón y determinan la resistencia a flexión. Las fibras de 6mm proporcionaron mayor resistencia a flexotracción que las de 35mm.

- Respecto de los agregados gruesos, no fue posible realizar UHPC con D_{max} de 8mm. Se alcanzaron 90 MPa de resistencia a compresión a 28 días y a flexotracción de 12.2 MPa (Dosificación A).

Sobre las futuras líneas de investigación que surgen de este proyecto, se puede mencionar:

- Respecto de los componentes y procedimientos, corresponde realizar estudios sobre la incorporación de fibras a fin de determinar cuál es el contenido, tamaños y distribución óptimo de las mismas. También, realizar ensayos sobre agregados de canteras existentes en las cercanías de la provincia con el fin de determinar si es posible su implementación para UHPC. Por último, debería analizarse la influencia del curado en cámara de curado con vapor y curado en autoclave.

- Respecto del comportamiento del material, se debería analizar la permeabilidad en UHPC, así como también la determinación de Módulos de Elasticidad Longitudinal y Transversal del UHPC. Siguiendo con la tendencia global, corresponde un estudio de la sustentabilidad y sostenibilidad de la elaboración de UHPC.

5. AGRADECIMIENTOS

Se agradece en primer lugar a todo el personal de laboratorio del Instituto de Materiales y Suelos de la Facultad de Ingeniería de la UNSJ por la ayuda prestada y las labores realizadas durante la investigación.

Al Dr. Serna, Pedro y al Dr. Camacho, Esteban, por habernos brindado desinteresadamente su valiosísima experiencia, la cual nos permitió llevar adelante el proyecto.

Particularmente, al Dr. Sanchez Gustavo y al Sr. Buffagni Marcos, por habernos facilitado enormemente la logística necesaria para la realización del UHPC.

6. REFERENCIAS

[1] 3er Simposio en UHPC y Nanotecnología para Materiales de Construcción de Alto Rendimiento. (2012). Kassel, Alemania.

[2] Balzamo, H., Bascoy, D., Bonavetti, V., Cabrera, O., Carrasco, M., Eperjesi, L., . . . Zerbino, R. (2016). Ese material llamado Hormigón. Buenos Aires, Argentina: AATH.

[3] Camacho Torregosa, E. (2013). Dosage optimization and bolted connections for UHPFRC ties. Valencia.

[4] Camacho, E. (2024). Guía del UHPC. Valencia, España: PREFFOR - RDC.

[5] Fehling, E., Schmidt, M., Walraven, J., Leutbecher, T., & Fröhlich, S. (2014). Ultra-High Performance Concrete UHPC Fundamentals, Design, Examples. Kassel, Alemania: Wiley Ernst & Sohn.

[6] López Martínez, J. Á., & Serna Ros, P. (2017). CHARACTERISATION OF THE TENSILE BEHAVIOUR OF UHPFRC BY MEANS OF FOUR-POINT BENDING TESTS. Valencia, España: UPV.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Desarrollo de un Hormigón de Alto Desempeño para Aplicaciones Industriales en Uruguay

Anyela Molina Terra[(1)], Luis Segura[(1)], Iliana Rodriguez Viacava[(1)], Gustavo Tovar[(2)], Renan, Pícolo Salvador[(3)] and Ariel Guzzo[(2)]

[(1)] Facultad de Ingeniería, Universidad de la República, Uruguay.

[(2)] División Hormigones de Cementos Artigas, Uruguay.

[(3)] Universidad de São Judas Tadeu, Brasil.

RESUMEN

En Uruguay, el uso del hormigón de alto desempeño (HAD) sigue siendo limitado, con aplicaciones industriales que rara vez superan los 50 MPa de resistencia. En nuestro contexto, donde los edificios son cada vez más altos, este material resulta importante para reducir el peso propio de los pilares y las cargas sobre las fundaciones, incrementando así el área útil en cada planta. Este trabajo se enmarca en un proyecto público-privado financiado por la Agencia Nacional de Investigación e Innovación (ANII), cuyo objetivo fue desarrollar a escala industrial un HAD para pilares estructurales, alcanzando una resistencia característica superior a 70 MPa y una trabajabilidad adecuada para su colocación mediante bombeo. El diseño y la producción de HAD se realizó utilizando materiales disponibles localmente y tecnologías innovadoras. La mezcla de hormigón se diseñó en laboratorio combinando la optimización del esqueleto granular, métodos teóricos de dosificación, y ajustes experimentales. Para contrarrestar la pérdida de trabajabilidad durante el traslado y colocación del hormigón, se utilizó una combinación de aditivos que optimizó su comportamiento en todas las etapas: mezclado, transporte a obra y colocación. Estos aditivos permitieron regular los tiempos de fraguado, asegurar tiempos de descarga adecuados y mantener una trabajabilidad suficiente para el bombeo. Se realizaron pruebas industriales para validar la mezcla obtenida en laboratorio, donde se verificaron propiedades mecánicas y de durabilidad. Este estudio demuestra que es posible desarrollar y producir HAD en condiciones industriales en Uruguay y establece las bases para futuras aplicaciones en la construcción local.

PALABRAS CLAVE: HAD, producción industrial, alta resistencia, durabilidad, bombeo

1.- INTRODUCCIÓN Y MARCO DEL TRABAJO

Desde inicios de los años 80 el HAD ha ido alcanzando mayores resistencias, creciendo paulatinamente desde valores que rondan entre 40 y 50 MPa, hasta alcanzar, en algunas partes del mundo más de 140 MPa [1].

En América Latina, el desarrollo de HAD fue posterior. Aun así, se pueden encontrar numerosos ejemplos de investigaciones universitarias, que han tenido distintos niveles de incorporación en la industria [2]. En Uruguay, los antecedentes en el uso de HAD son escasos y, en su mayoría, no están documentados públicamente. En cuanto a la investigación, destacan especialmente aquellos relacionados con la valorización de residuos como la cáscara de arroz y el polvo electrofiltro [3].

En la industria uruguaya, el suministro de hormigones para obras convencionales se limita mayormente a resistencias de 45 MPa y, en casos puntuales, 50 MPa, orientándose más a obtener alta resistencia inicial que a satisfacer requerimientos específicos de proyecto. En términos generales, el desarrollo de hormigones especiales en Uruguay ha sido relativamente lento en comparación con la región y el mundo.

Con el objetivo de producir hormigones de alto desempeño en Uruguay que ofrezcan alta resistencia y mayor durabilidad, el Grupo de Hormigón Estructural de la Facultad de Ingeniería y Hormigones Artigas, financiados por la Agencia Nacional de Investigación e Innovación (ANII) CF_1_2021_1_171267, desarrollaron un proyecto para la producción de hormigón de alto desempeño a escala industrial en planta.

El proyecto se desarrolló durante un plazo de 2 años, en el que no sólo se abordó el diseño de la mezcla mediante métodos específicos de dosificación, sino además se realizó un análisis riguroso en la selección de sus componentes y una adecuada caracterización.

Considerando obtener una mezcla a implementar a escala industrial, fue necesario adaptarse a los cambios rutinarios de producción, como proveedores y características de los agregados y/o la composición, forma y finura del cemento, cuyas características resultan primordiales en el desarrollo de estos tipos de hormigones. Una vez elaborada y caracterizada la mezcla a nivel laboratorio, se desarrollaron pruebas a nivel industrial que constataron la capacidad bombeable, resistente y durable del hormigón.

Se realizó la caracterización completa del cemento y se seleccionó el aditivo que presentó mejor compatibilidad mediante estudios de calorimetría. De los agregados disponibles en la planta hormigonera, se seleccionaron y caracterización aquellos que cumplieran con las recomendaciones para hormigones de alto desempeño. Se obtuvo experimentalmente la curva de mayor compacidad mediante el método de O´Reilly [4], aplicando el procedimiento de la norma ASTM C29.
La metodología de dosificación de la mezcla en laboratorio consistió en la combinación de varios métodos de dosificación que optimizara sus ventajas. Se partió de una dosificación teórica inicial, y luego a partir de ajustes de parámetros se obtuvo y

caracterizó la dosificación de partida en laboratorio que cumpliera con las propiedades requeridas.

Considerando los tiempos de traslado y colocación del hormigón a escala industrial, este trabajo, enmarcado dentro del proyecto, presenta el análisis de adaptación y validación de la dosificación de partida de laboratorio para su aplicación a nivel industrial.

3.- VALIDACIÓN EN LABORATORIO DE LA DOSIFICACIÓN PARA ESCALA INDUSTRIAL

3.1.- Metodología

Considerando que el tiempo de transporte del hormigón ronda los 45 minutos, y buscando una ventana de colocación de aproximadamente 60 minutos, se analizaron diferentes combinaciones de aditivos y se evaluó la secuencia de incorporación, con el objetivo de desarrollar una mezcla viable para su aplicación a escala industrial.

3.1.1.- Materiales y dosificación de partida

Para el desarrollo de este trabajo se tomó como dosificación de partida la dosificación seleccionada como objetivo en laboratorio, presentada por la Tabla 1. Los materiales utilizados fueron un cemento CPC40 (Cemento Pórtland Compuesto), dos aditivos reductores de agua (un plastificante (P) y un superplastificante (SP)) y un aditivo inhibidor de hidratación (IH).

En cuanto a los agregados, se seleccionaron una arena fina y una arena gruesa con módulos de finura de 1,1 y 3,7, respectivamente. Como agregado grueso, se optó por una piedra partida granítica de calidad reconocida a nivel nacional, con un tamaño máximo de 14 mm.

Tabla 1. Dosificación de Partida

Cemento [kg/m^3]	*Agregado fino [kg/m^3]*		*Agregado grueso [kg/m^3]*	*Agua [kg/m^3]*	*Aditivo SP [%]*
	Arena Fina	*Arena Gruesa*			
654	231	518	800	170	0,9

3.1.2.- Ventana de trabajo de la dosificación de partida para laboratorio

Generalmente, el alto contenido de material cementante y el uso de aditivos superplastificantes confieren a los hormigones de alto desempeño una gran cohesión. Sin embargo, una vez que cesa el efecto del superplastificante, la trabajabilidad se pierde rápidamente.

Dado que el tiempo de traslado suele variar entre 40 y 60 minutos, y que la mezcla debe mantener su bombeabilidad durante al menos una hora, se evaluó la pérdida de trabajabilidad a lo largo del tiempo. Para ello, se realizaron principalmente mediciones

de fluidez con el cono invertido (Slump-flow test) (ISO 1920-2:2016) y de viscosidad mediante el reómetro ICAR Rheometer.

Se definió como tiempo cero (T0) el momento en que el cemento entra en contacto con el aditivo. La primera medición se realizó a los 15 minutos (duración estimada del mezclado), y luego se repitieron mediciones cada 30 minutos hasta alcanzar un mínimo de 120 minutos desde T0.

3.1.3.- Estudio de alternativas y secuencia de colocación de aditivos

Algunos autores [1], sugieren emplear un aditivo plastificante inicial que facilite el mezclado y transporte del hormigón, y luego incorporar el superplastificante en obra.

Siguiendo esta recomendación, se evaluó el uso de un aditivo plastificante (P) para el mezclado en planta y un aditivo superplastificante (SP) a colocar a pie de obra. Adicionalmente, se incorporó un aditivo inhibidor de hidratación (IH), dado que también se recomienda una dosis moderada de aditivo retardante para conservar el asentamiento entre 60 y 90 minutos [5].

En laboratorio se elaboraron tres mezclas con diferentes combinaciones y secuencias de adición de los aditivos (P, IH y SP), evaluando en cada caso la pérdida de trabajabilidad:

- **M1**: Incorporación del aditivo P (0,7%) junto con el agua de amasado, buscando obtener un asentamiento en el entorno de 10 cm. A los 60 minutos se añadió el SP (0,62%). Durante la primera hora, la trabajabilidad se midió con el cono convencional (Slump test) (ISO 1920-2:2016), y posteriormente, la pérdida de explayamiento con el cono invertido cono invertido (Slump-flow test) (ISO 1920-2:2016).

- **M2**: Igual que M1, pero con la adición del IH (0,3%) a los 10 minutos. A los 60 minutos se añadió el SP en menor dosis (0,55%). Se utilizaron los mismos métodos de evaluación.

Cabe destacar que esta metodología implica cambios en el control de producción, especialmente la necesidad de disponer personal en obra para la incorporación y control del superplastificante. Por ello, se propuso una tercera mezcla:

- **M3**: Igual dosificación que M2, con incorporación del aditivo P con el agua de amasado; a los 10 minutos se añadieron conjuntamente el IH y el SP. La pérdida de trabajabilidad se evaluó cada 15 minutos mediante el cono invertido cono invertido (Slump-flow test) (ISO 1920-2:2016).

La Tabla 2 muestra las dosificaciones implementadas para las tres mezclas de hormigón.

Tabla 2. Dosificaciones M1, M2 y M3

Mezcla	*Cemento [kg/m³]*	*Agregado fino [kg/m³]*		*Agregado grueso [kg/m³]*	*Agua [kg/m³]*	*Aditivo (%)*		
		Arena Fina	*Arena Gruesa*			*P*	*SP*	*IH*
M1	654	231	518	800	170	0,7	0,62	-
M2	654	231	518	800	170	0,7	0,55	0,3
M3	654	231	518	800	170	0,7	0,55	0,3

3.2.- Resultados y Análisis

3.2.1.- Ventana de trabajo de la dosificación de partida para laboratorio

Se analizó el comportamiento en el tiempo de la fluidez y de la viscosidad de la dosificación de partida. La Figura 1.a muestra el comportamiento reológico de la mezcla y la Figura 1.b presenta la pérdida de trabajabilidad en el tiempo.

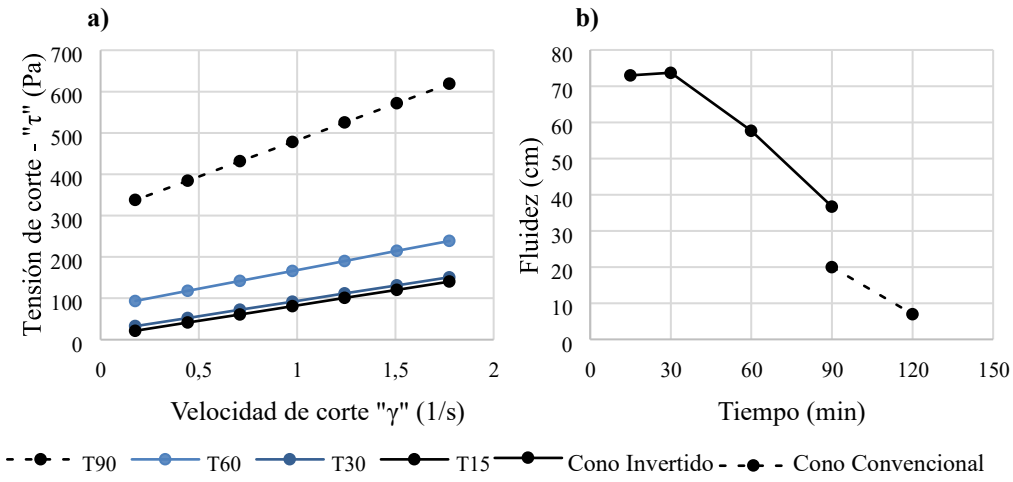


Figura 1. Resultados de trabajabilidad en el tiempo. (a): comportamiento reológico para la mezcla de dosificación de partida: Tensión de corte vs. Velocidad de corte, (b): resultados de fluidez vs. Tiempo

En ambas figuras, se observa que la mezcla presenta un comportamiento similar durante los primeros 30 minutos (T15 y T30), representado no sólo por los resultados del reómetro (misma viscosidad y tensión crítica) sino también por los explayamientos obtenidos. Si bien la mezcla, a los 60 minutos aún presentó una viscosidad plástica similar (pendiente de la recta
T60), aumentó la tensión crítica (representado por el corte con el eje de las ordenadas en la recta T60). Se destaca que a los 90 minutos la viscosidad plástica (pendiente de la recta T90) y la tensión crítica (corte con el eje de las ordenadas en la recta T90) aumentan notoriamente. Este comportamiento también fue observado en el ensayo de fluidez, que a los 90 minutos fue necesario realizar el cono convencional. A los 120 minutos la trabajabilidad no permitió realizar las mediciones con el reómetro. Resultando una mezcla trabajable (posiblemente bombeable) únicamente entre 30 y 60 minutos.

Considerando los tiempos de traslado y colocación del hormigón se considera necesario incorporar otros aditivos a la mezcla que aumenten la ventana de trabajo del hormigón, permitiendo el traslado y colocación del mismo.

3.2.1.- Estudio de alternativas y secuencia de colocación de aditivos

La Figura 2 muestra los resultados obtenidos de pérdida de trabajabilidad para las mezclas M1, M2 y M3 en línea punteada las mediciones con el cono convencional y en línea continua con el cono invertido.

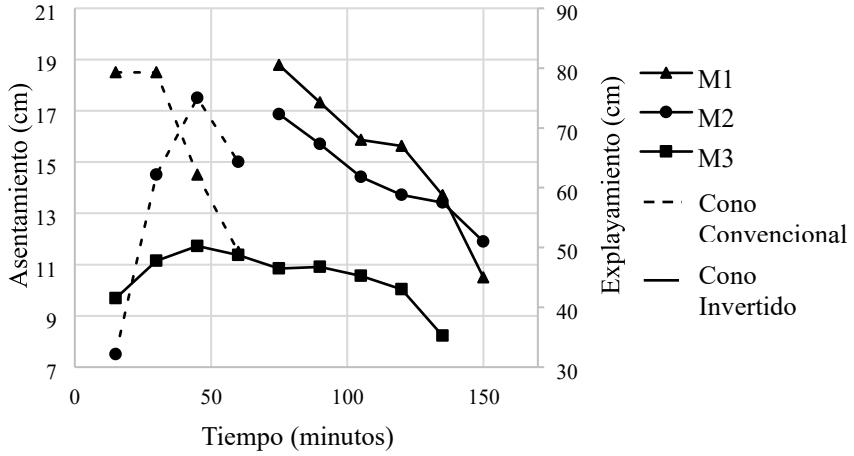


Figura 2. Pérdida de trabajabilidad de las mezclas M1, M2 y M3: Resultados de fluidez vs. Tiempo

De las observaciones realizadas en laboratorio y los resultados presentados en la Figura 2 se resaltan las siguientes aclaraciones:

- Cuando se incorpora el aditivo de mezclado “P”, es necesario mezclar durante 8-10 minutos para formar una mezcla homogénea.

- Una vez lograda la consistencia inicial de la mezcla con el aditivo P, el efecto al colocar del aditivo superplastificante (SP) es instantáneo, esto se observó en los pastones M1 y M2.
- La colocación de los tres aditivos al inicio de la mezcla disminuye la trabajabilidad del hormigón al aumentar su viscosidad plástica (M3).
- Para el pastón M2 se obtuvo un asentamiento inicial menor al pastón M1, implicando explayamientos menores, sin embargo, la mezcla obtenida mostró una buena estabilidad, sin presencia de segregación.
- La incorporación del aditivo IH inhibió la hidratación inicial del hormigón y mejoró la trabajabilidad y viscosidad plástica de la mezcla, permitiendo una ventana de trabajo de 60 minutos después de la adición del aditivo SP (M2).

4.- CONCLUSIONES

A pesar de alcanzar en laboratorio, una trabajabilidad considerada bombeable, se observó un aumento relativamente rápido de la viscosidad con el tiempo, lo que implicó la necesidad de implementar otros aditivos que no solo permitan el traslado del hormigón a la obra, sino también una ventana de tiempo de trabajo que permita su colocación. Se utilizaron tres aditivos: P (Plastificante), que es incorporado por la planta, permitiendo el mezclado durante el traslado del hormigón; IH (Inhibidor de hidratación) que se añade luego de la carga a pie de camión; y SP (superplastificante), que se aplica en obra antes de la colocación del hormigón, proporcionando una ventana de trabajo de 60 minutos.

Se corroboró que la mezcla podía ser producida en la planta mezcladora, vertida en el mixer sin atascamientos en las tolvas, mezclada y transportada por el camión y colocada mediante bombeo, brindando además altas propiedades mecánicas.

La metodología planteada incorpora cambios en el proceso de control habitual de la empresa hormigonera, con la necesidad principal de disponer de personal apropiado en obra para la incorporación y control del aditivo superplastificante. La alternativa de incorporar el aditivo SP en planta no sería recomendable, debido al acortamiento considerable de la ventana de trabajo.

Tratándose de un hormigón especial, con condiciones de prestaciones altas y sensibles a pequeñas variaciones de los materiales, es importante maximizar los controles en todas las etapas.

Se demostró que es posible desarrollar y producir hormigón de alto desempeño en condiciones industriales en Uruguay, superando retos técnicos y logrando un producto de alta calidad con alta resistencia y durabilidad. Los ajustes e investigaciones realizados establecen las bases para futuras aplicaciones del hormigón de alto desempeño en la construcción local, favoreciendo su implementación en elementos estructurales que requieran menor peso y mejor desempeño a largo plazo. Para su aplicación, es necesario que los estudios de cálculo integren este material en sus diseños

y que las empresas constructoras se capaciten para manejar sus particularidades en términos de colocación, curado y control de calidad.

AGRADECIMIENTOS

Agradecemos a la Agencia Nacional de Investigación e Innovación (ANII) por el financiamiento del proyecto y por su constante apoyo a la innovación y la investigación en el país, contribuyendo al desarrollo tecnológico. Asimismo, agradecemos a la división Hormigones de la empresa Cementos Artigas, por permitir el uso y difusión de la información recabada con fines científicos.

REFERENCIAS

[1] AÏTCIN, P. C., High-performance concrete. Londres: E & FN Spon, 1998. ISBN 0203475038.

[2] TUTIKIAN, B. F.; ISAIA, G. C. y HELENE, P.. Concreto de Alto e Ultra-Alto Desempenho.
[3] En: ISAIA, Geraldo C. (ed.), Concreto: Ciência e Tecnologia. Disponible en: https://www.researchgate.net/publication/304628423

[4] RODRÍGUEZ DE SENSALE, G. et al.. 2008. Avances en la Producción de Hormigón Verde en el Uruguay. En : III Congreso Uruguayo y II Congreso Regional de Gestión de la calidad, patología y recuperación de la construcción. Montevideo, 2008. Disponible en:
[5] https://www.colibri.udelar.edu.uy/jspui/bitstream/20.500.12008/33166/1/201036.pdf

[6] O'REILLY DÍAZ, V. A.. Métodos para Dosificar Concretos de Elevado Desempeño. México, D.F.: Instituto Mexicano del Cemento y del Concreto, 2007.

[7] DI MAIO, Á. A. et al., Ese material llamado Hormigón. Buenos Aires: Asociación Argentina de Tecnología del Hormigón, 2012. Argentina. ISBN 978-987-21660-5-2

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Mechanisms of Crack Bridging and Fracture Resistance in Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPFRC) with Carbon Microfibres

Jaime D. Ruíz-Martínez [(1)], José D. Ríos [(2)], Carlos Leiva [(1)] and Héctor Cifuentes [(2)]

[(1)] Department of Chemical and Environmental Engineering, E.T.S. de Ingeniería, Universidad de Sevilla, 41092 Seville, Spain.
[(2)] Department of Continuum Mechanics and Structural Analysis, E.T.S. de Ingeniería, Universidad de Sevilla, 41092 Seville, Spain

ABSTRACT

This study analyzes the influence of carbon microfibres on the mechanical and fracture behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC). Tests were conducted on various mixtures reinforced with carbon fibres of different lengths (0.05-0.3 mm, 3 mm, and 6 mm) and concentrations (1.2, 3, 6, and 15 kg/m³) using the same matrix, aiming to evaluate their impact on fracture resistance and the porous structure of the cementitious matrix. The application of X-ray computed tomography and scanning electron microscopy allowed for characterizing the concrete's microstructure and its interaction with the fibres. It was observed that the addition of fibres significantly enhances the material's toughness by 165-195%, reduces total porosity by up to 1.87%, and limits crack propagation. The results showed that the inclusion of 6 mm carbon fibres at concentrations of up to 6 kg/m³ optimizes compressive strength and fracture energy, increasing the latter by up to 195%. Higher concentrations, however, result in reduced homogeneity of fibre distribution and lower workability. Additionally, longer fibres were found to enhance crack bridging and energy absorption, leading to improved structural performance of the concrete.

KEYWORDS: ultra-high-performance concrete, carbon microfibres, fracture mechanics, fracture energy.

1.- INTRODUCTION

Ultra-high-performance fibre-reinforced concrete (UHPFRC) is characterised by a low water-to-binder ratio and the incorporation of fine-grained materials that enhance hydration and result in a dense, low-porosity structure [1]. This increased density improves durability but may lead to greater brittleness. Fibres are added to improve ductility, energy absorption, and tensile strength. While steel fibres enhance strength, they also present drawbacks such as corrosion and thermal expa CFs are lighter and used in smaller volumes than steel fibres, prompting the exploration of alternatives such as carbon fibres (CFs), which exhibit high mechanical strength and superior resistance to elevated temperatures and corrosion. CFs are

lighter and can be used in smaller volumes than steel fibres, allowing for lighter structures and potential cost savings. Achieving a homogeneous distribution of CFs within the concrete matrix is crucial for optimising its mechanical and fracture properties. Research has shown that fibre integration can alter the structure and distribution of pores, directly affecting concrete performance.

Previous studies have demonstrated that hybrid fibre reinforcement significantly improves fibre dispersion, and vibration moulding produces denser concrete [2]. The inclusion of carbon fibres and nanomaterials has proven transformative, with increases in tensile strength and improvements in pore architecture. The surface roughness of carbon fibres enhances fibre–matrix bonding and increases energy absorption. Although the influence of carbon fibres and carbon nanofibres on the mechanical behaviour of concrete is well documented [3–5], the relationship between these properties and the porous structure of the concrete remains insufficiently explored. This paper presents a detailed analysis of UHPFRC reinforced with CFs of varying fibre lengths using X-ray computed tomography and mercury intrusion porosimetry, with a focus on the impact resistance of CF-reinforced UHPFRC to support advances in technological applications of concrete.

This study conducts a multiscale analysis to investigate how different types of carbon microfibres reinforce UHPFRC. Specimens incorporating CFs of various lengths were tested to assess their mechanical performance and fracture behaviour. The data reveal how microstructural modifications driven by fibre integration translate into macroscopic changes in the strength and durability of the concrete.

2.- MATERIALS AND METHODS

In this study, Portland cement Type I, silica fume, and ground granulated blast furnace slag (GGBFS) were used as binders. Two types of quartz sand with particle sizes ranging from 800 to 40 μm were added as aggregates. To improve the workability of the fresh mixes, a high-range polycarboxylate ether-based superplasticiser, Viscocrete 20HE (SIKA), was used.

Table 1. Matrix components and mix proportions

Component	*kg/m³*
Portland cement Type I 52.5 R/SR	540
Ground granulated blast furnace slag (GGBFS)	310
Silica fume	210
Coarse quartz sand (< 800 μm)	470
Fine quartz sand (< 315 μm)	470
Superplasticiser	42
Water-to-cement ratio	0,38
Water-to-binder ratio	0,19

All UHPFRC mixes in this study were formulated using the same matrix composition and reinforced with three types of carbon fibres: CF-A (length between 0.05 and 0.3 mm), CF-B (length 3 mm), and CF-C (length 6 mm), at five different fibre volume contents (1.2; 3; 6; 15; and 20 kg/m³). The concrete formulations are detailed in Table 1, and an unreinforced mix was used as a reference. All fibres had the same tensile strength of 4200 MPa, Young's modulus of 230 GPa, and a constant diameter of 7 μm. The mixes are designated as UHPFRC followed by the fibre type (A, B, or C) and the fibre content.

Although all mixtures shared the same matrix composition and superplasticiser content, qualitative observations during mixing and casting revealed noticeable differences in workability depending on the fibre type and dosage. Mixes with higher fibre contents, especially at 15 and 20 kg/m³, showed reduced fluidity, which affected the compaction quality and potentially contributed to greater porosity and heterogeneity. No additional admixtures were used to compensate for these differences.

3.- EXPERIMENTAL CAMPAIGN

3.1.- Mechanical and fracture testing

To assess the mechanical and fracture properties, prismatic and cubic specimens were cast. Compressive strength was determined according to EN 12390-3 [6]. Fracture energy was measured using three-point bending tests following the RILEM TCM-85 recommendations [7]. Mid-span deflection and crack mouth opening displacement (CMOD) were recorded. An inverse analysis was performed to derive bilinear tensile softening diagrams by examining the cohesive law in two segments: G_f y G_F-G_f (Figure 1).

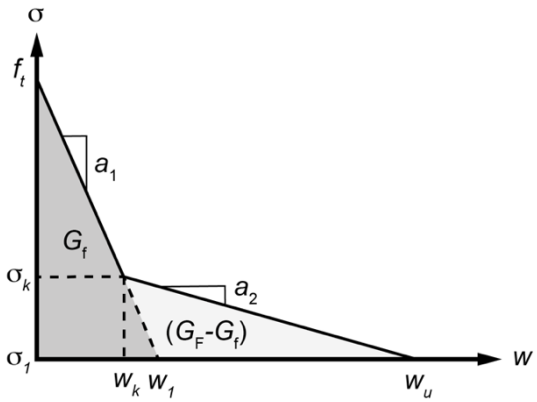


Figure 1. Bi-lineal cohesive law

3.2.- X-ray computed tomography

X-ray computed tomography was used to characterise macropores formed by entrapped air during casting. Scans were performed using a Zeiss Xradia 610 Versa at the University of

Seville, capable of producing 2D and 3D images with a maximum magnification of 2000×. The samples analysed were segments of specimens previously tested in three-point bending, selected to avoid the fracture zone. The resulting voxel size was 35 µm in all three Cartesian directions.

3.3.- Mercury Intrusion Porosimetry

Pore structure was further characterised using mercury intrusion porosimetry, covering a pressure range from 1,02×10−2 to 2,04×102 MPa and pore diameters from 0,005 to 200 µm. The specimens, in pellet form (5 mm in diameter), were dried at 105 °C for 48 hours and tested in duplicate. All samples for porosimetry were extracted from the same region as those used for X-ray tomography to ensure consistency.

4.- RESULTS AND DISCUSSION

4.1.- Porosity analysis

The analysis of cumulative porosity and pore size distribution (Figure 2) was carried out on four specimens: unreinforced concrete and mixes reinforced with CF-A, CF-B, and CF-C, all at a fibre content of 6 kg/m³. The unreinforced concrete exhibited the highest cumulative porosity (3,98% V/V) and the largest pore size (2,73 mm), with 75% of the pores smaller than 1,08 mm. UHPFRC-A-6 had a cumulative porosity of 2,22%, reducing porosity in the 0,51–1,4 mm range. UHPFRC-B-6 showed 2,2% porosity, with an increase in pores between 0,035–0,61 mm and those larger than 1,65 mm. UHPFRC-C-6 presented the lowest cumulative porosity (2,1%), reducing pores in the ranges of 0,035–1,02 mm and 1,42–1,68 mm.

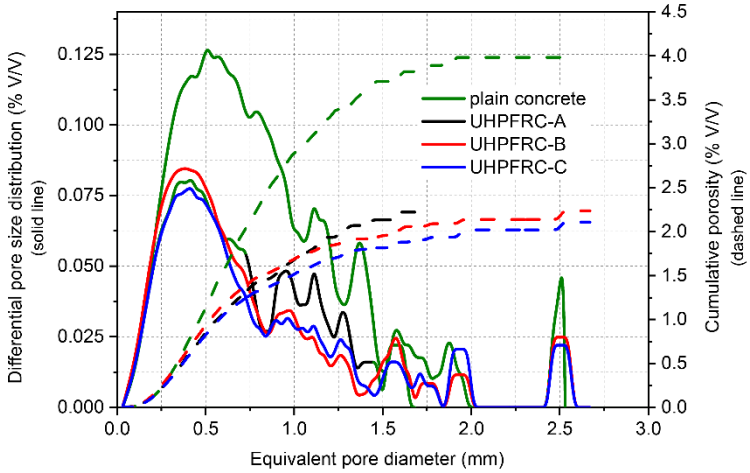


Figure 2. Differential pore size distribution and cumulative porosity

4.2.- Mechanical and fracture properties

The average compressive strength values for each mix and fibre content (Figure 3) showed an increasing trend up to 6 kg/m³. However, with higher contents (15 and 20 kg/m³), all mixes exhibited a decrease in average compressive strength, although still higher than the unreinforced concrete. At these concentrations, the trends became more erratic depending on the fibre type, mainly due to the low workability observed.

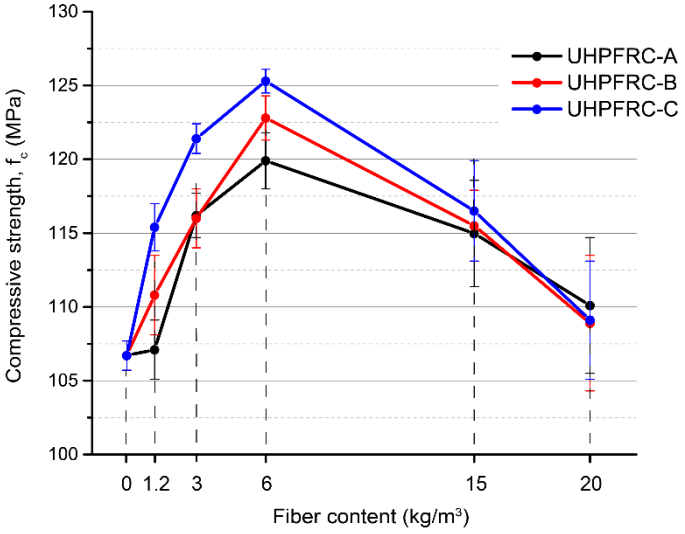


Figure 3. Compressive strength of each concrete mix as a function of fibre content

At 1,2 kg/m³, UHPFRC-C showed the highest compressive strength increase (8,2%), whereas UHPFRC-A (0,4%) and UHPFRC-B (3,8%) showed the lowest. The low and inconsistent aspect ratio of fibres in UHPFRC-A resulted in ineffective crack bridging. Increasing the aspect ratio led to significant improvements in UHPFRC-B.

At 3 kg/m³, UHPFRC-C again exhibited the highest compressive strength gain (13,7%), while UHPFRC-A and B had similar values (around 9%). UHPFRC-A increased by 8,6% compared to 1,2 kg/m³, indicating the need for higher fibre contents to achieve significant enhancement.

At 6 kg/m³, UHPFRC-C and B achieved the highest values (17,4% and 15,0%, respectively). This suggests that shorter fibres (CF-B) require higher content to achieve similar compressive strength gains as longer fibres. UHPFRC-B and C also had the lowest cumulative porosity, contributing to improved compressive strength.

As shown in Figure 4, the addition of 1,2 kg/m³ of fibres increased the tensile strength of UHPFRC-C (6 mm length) by 14% compared to plain concrete, due to its higher aspect ratio. In contrast, UHPFRC-A (12–300 μm) and UHPFRC-B (3 mm) showed no significant improvement at this concentration.

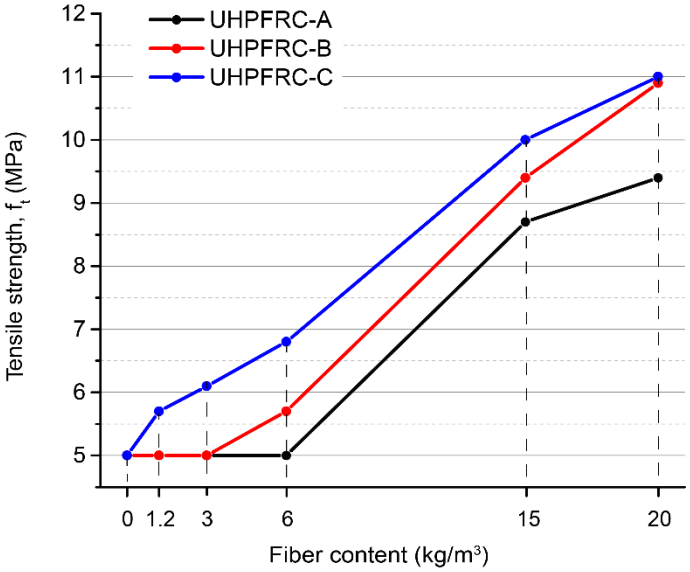


Figure 4. Tensile strength of each concrete mix as a function of fibre content

At 3 kg/m³, UHPFRC-C exhibited a 22% increase in tensile strength, while UHPFRC-A and UHPFRC-B showed no improvement. CF-A and CF-B require a higher number of fibres to compensate for their lower aspect ratios. At 6 kg/m³, UHPFRC-B achieved a 14% increase in tensile strength, reducing crack propagation. UHPFRC-C continued to increase (36%), while UHPFRC-A showed no further improvement. Carbon fibres significantly reduced macroporosity, particularly in UHPFRC-B and UHPFRC-C. At 15 and 20 kg/m³, all mixes showed increases in tensile strength. UHPFRC-A showed the highest relative gain from 15 to 20 kg/m³ (64%). Longer fibres proved more effective at lower contents. Tensile strength increased progressively with CF-C, whereas CF-A and CF-B required higher fibre contents to achieve significant relative gains.

The fracture energy for all mixes (Figure 5) showed an increasing trend up to 6 kg/m³, peaking at 92,5 N/m for UHPFRC-A, a 42% increase compared to plain concrete. At 15 and 20 kg/m³, no clear trend was observed due to high fibre content and poor workability.

UHPFRC-B showed a steady increase up to 20 kg/m³, reaching 192,4 N/m, a 195% increase. The balanced quantity and aspect ratio of fibres improved the fibre–matrix interface and enhanced bridging of larger cracks.

UHPFRC-C exhibited a continuous upward trend, reaching 172,5 N/m at 20 kg/m³ (165% increase), with increased fibre content enhancing fracture toughness. However, variability in results also increased at concentrations above 6 kg/m³. For contents below 6 kg/m³, UHPFRC-B achieved the highest fracture energy due to the greater number of 3 mm fibres.

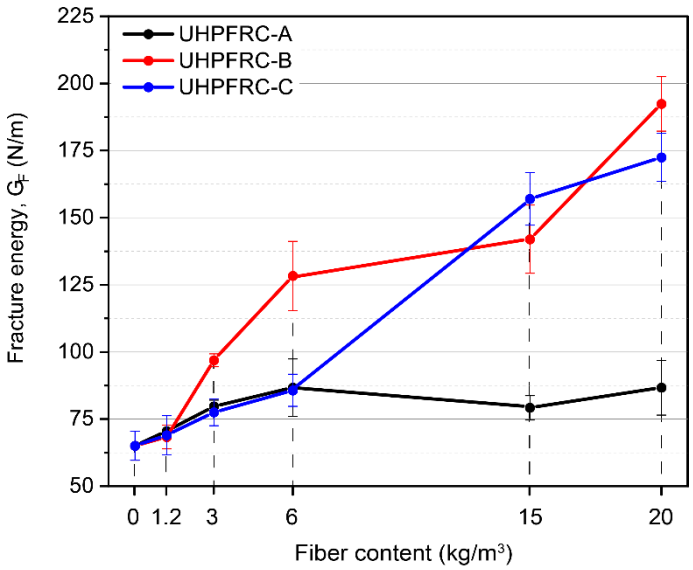


Figure 5. Fracture energy of each concrete mix as a function of fibre content

Although a direct quantitative comparison is not feasible due to differences in fibre type, dosage, and testing methodology, it is worth noting that previous studies on UHSFRC reinforced with steel fibres [2] reported fracture energy values exceeding 19000 N/m, with maximum values above 32000 N/m for hybrid mixes containing 2.5% vol. of fibres. In contrast, the maximum fracture energy recorded in this study with carbon microfibres reached 192.4 N/m. These results highlight that while carbon microfibres can enhance fracture behaviour and reduce porosity at relatively low dosages, they operate at a different scale and through different micromechanical mechanisms compared to steel fibres, and their performance should not be directly compared based solely on absolute fracture energy values.

These results underscore the strong correlation between pore structure and mechanical performance in UHPFRC. Specifically, reductions in total and macroporosity—particularly in mixes B and C—contributed directly to increased compressive strength, tensile strength, and fracture energy. This highlights the crucial role of fibre-induced porosity modification in enhancing the overall structural performance of the material.

5.- CONCLUSIONS

The study on ultra-high-strength concrete yielded several key findings:

- Optimal fracture energy was observed in mixes containing 6 kg/m3 of carbon fibres, types A and B.
- The inclusion of 6 kg/m3 of carbon fibres selectively influenced porosity, thereby affecting the concrete's behaviour under stress.

- The UHPFRC-C-6 mix exhibited a 17,4% increase in compressive strength.
- UHPFRC-B-6 achieved the highest fracture energy value, 81,2 N/m, significantly reducing larger pores.

These findings highlight the interplay between fibre content, porosity, and concrete performance, enabling optimised formulations for demanding applications.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors gratefully acknowledge the financial support received for this research through project PID2023-147971OB-C32, funded by the Spanish Ministry of Economy and Competitiveness. The authors also wish to thank Comet Technologies Canada Inc. for providing the Dragonfly 2024.1 software.

REFERENCES

[1] Cifuentes H, Ríos JD, Martínez-De La Concha A. (2023) Analysis of the behavior of very high strength concrete subjected to thermal shock loading. Hormigón y Acero 2022;73:73–9. Doi: 10.33586/hya.2020.2284.

[2] Ríos JD, Leiva C, Ariza MP, Seitl S, Cifuentes H. (2019) Analysis of the tensile fracture properties of ultra-high-strength fiber-reinforced concrete with different types of steel fibres by X-ray tomography. Materials and Design 2019;165:107582. Doi: 10.1016/j.matdes.2019.107582.

[3] Ibrahim AM, Abd SM, Hussein OH, Tayeh BA, Najm Hadee M, Qaidi S. (2022) Influence of adding short carbon fibres on the flexural behavior of textile-reinforced concrete one-way slab. Case Studies in Construction Materials 17:e01601.Doi:10.1016/J.CSCM.2022.E01601.

[4] Wang Z, Ma G, Ma Z, Zhang Y. (2021) Flexural behavior of carbon fiber-reinforced concrete beams under impact loading. Cement Concrete Composites, 118:103910. Doi:10.1016/j.cemconcomp.2020.103910.

[5] Yazdani N, Mohanam V. (2014) Carbon Nano-Tube and Nano-Fiber in Cement Mortar: Effect of Dosage Rate and Water-Cement Ratio. International Journal of Material Sciences. 4:45. Doi: 10.14355/ijmsci.2014.0402.01.

[6] EN-12390-3: 2009. Testing hardened concrete Part 3: Compressive strength of test specimens, AENOR,. Brussels, European Committee for Standarization (CEN): 2009.

[7] RILEM TCM-85, Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams. vol. 18. 1985. https://doi.org/10.1007/BF02472918.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

High-Performance Concrete for Marine Construction

Miguel Velez da Silva [(1)], Hakan Ozkan [(1)] and José Carlos Marques [(1)]

[(1)] Betão Liz SA, Avenida Almirante Gago Coutinho, Portela 2710-418 Sintra, Portugal

ABSTRACT

Ground granulated blast furnace slag (GGBFS), a by-product of the iron and steel industry, is widely utilized as a partial replacement for cement in concrete due to its latent hydraulic properties. Its application in marine structures has gained popularity, as it significantly enhances concrete durability, particularly against chloride migration and harsh environmental conditions. This study investigates the durability performance of high-strength concrete incorporating GGBFS through an extensive experimental program. Key parameters such as strength development, flowability and chloride migration resistance were analyzed.

The concrete mixtures were produced at the Betão Liz ready-mix concrete plants in Porto region, Portugal, using CEM I 52.5 R cement, GGBFS, and a new generation superplasticizer based on modified phosphonate and a polycarboxylic ether based superplasticizer to optimize strength and workability. The results demonstrated outstanding performance, with 28-day compressive strengths exceeding 100 MPa and a water-to-cement (w/c) ratio below 0.30.

Additionally, a comparative case study was conducted to assess the performance of GGBFS-based concrete in large-scale infrastructure, focusing on the Izmit Bay Crossing Suspension Bridge. The findings highlight the GGBFS's potential as a high-performance alternative to conventional cement, particularly for marine and highly aggressive environments.

KEYWORDS: high-strength concrete, ground granulated blast furnace slag, marine structures, chloride migration

1.- INTRODUCTION

The construction of concrete infrastructures in areas close to the coast requires different precautions and more complex technical solutions because the aggressiveness of the marine environment and the combination of the different natural agents, such as the chemical composition of the seawater, tidal oscillations, sun exposure, wind, humidity and temperature conditions, are risk factors for the durability of the concrete and affect the lifespan of the structures. [1]

The use of certain types of mineral additions as a partial replacement of cement, for instance supplementary cementing materials (SCMs) contribute to the properties of the concrete and the durability of the structures through pozzolanic or activity. The most used SCMs are fly ash, silica fume, natural pozzolans and ground granulated blast furnace slag (GGBFS). [2]

GGBFS is a waste by product of steel and iron production composed mainly of silicates and aluminosilicates of calcium and it is often used as an addition in concrete due its latent hydraulic properties. [2,3]

According to EUROSLAG – the European association representing metallurgical slag producers and processors - about 21.3 million tonnes of blast furnace slag were produced in Europe in 2022. 90% was granulated blast furnace slag and 83.9 % of the blast furnace slag production was used in cement and concrete production. [4]

The main advantages of GGBFS as a mineral additive include enhancing concrete workability and compressive strength development, while also minimizing the heat of hydration and the chance of thermal cracking. Furthermore, GGBFS improves the durability of concrete by improving the porosity and the resistance to sulphate attack, while reducing water and chloride penetration. [5-7]

The incorporation of this material into concrete has been widely investigated, including structures exposed to marine environments. Sengupta et al presented two case studies of Offshore platform structure and Jetty near Mumbai, India, in which the durability of concrete mix designs, with different percentages of cement and GGBFS, was analysed. From both studies it was found that the chloride migration coefficient, the chloride ion penetration and the water permeability decreased as the GGBFS content in the concrete increased. [8]

Sagawa et al studied the fresh and hardened properties of the concrete with GGBFS used in a bridge located at the river's mouth in Kyushu Island, Japan. It was concluded that GGBFS improved the chloride resistance of concrete and decreased the effective diffusion coefficient of chloride ion. [9]

Other type of concretes with GGBFS with more demanding characteristics can also been found in the literature, including high-performance concrete (HPC). High-performance concrete is a special concrete designed to achieve higher compressive strength and higher durability against extreme environmental conditions and chemical attack, compared to standard concrete. The production of HPC requires high quality fine and coarse aggregates, a high quantity of cement and the use of special admixtures to improve workability and reduce water content. [10, 11]

Ranganath et al designed four different HPC mixtures with cement content varying from 380 Kg/m^3 to 450 Kg/m^3 and GGBFS content between 180 kg/m^3 and 220 kg/m^3. HPC incorporating GGBFS has been shown to achieve a flow exceeding 600 mm without any

segregation or bleeding and the mix design with higher binder content achieved a compressive strength exceeding 100 MPa and water-cement ratio below 0,30. [12]

Tang et explored the suitability of HPC for bridge applications in marine environments by evaluating concrete mix designs, conducting durability tests, and analysing the failure mechanisms typical of coastal areas. It was found that adding a high-potency water reducer and the appropriate amount of GGBFS can significantly improve the impermeability, compactness and the internal structure of concrete. [13]

In addition to the well-known properties and technical advantages of slag-based cement and concrete in construction, the use of these materials is also aligned with the worldwide movement to improve sustainability and the new legal frameworks related to environmental protection, natural resource management and the circular economy. According to the 2023 ferrous slag report published by FEhS Building Materials Institute, over the past 70 years in Germany, 398 million tonnes of natural stone have been replaced by GGBFS in cement and 227 million tonnes of CO_2 emissions could have been prevented by using granulated slag instead of Portland cement clinker in cement. [14, 15]

In this study, a high-performance concrete incorporating GGBFS for a marine structure was developed and its properties were analysed through a detailed testing plan, including strength development, workability and chloride migration resistance.

2.- EXPERIMENTAL SCHEME

The project aimed to address various scientific and technological uncertainties associated with the development and production of a self -compacting HPC with a compressive strength class C80/95, consistency class SF2, environmental exposure class XS1, maximum aggregate size D16 and chloride content class Cl0.20 - particularly within a national context where this practice had not yet been implemented.

A methodology was developed with the objective to guiding the project's development, maximizing its probability of success, and ensuring the applicability of the results within the company's context, comprising the following stages:

1. selection of high-quality materials to be incorporated into the concrete: cement, aggregates, mineral additions, and admixtures;
2. formulation of the concrete mix design;
3. preparation of laboratory trials and evaluation of the concrete's fresh state properties;
4. evaluation of the concrete's hardened state properties through compressive strength and durability testing;

5. conduct of industrial trials;

6. production and on-site quality control.

The first phase involved the careful selection of materials to be incorporated into the concrete mix. Various types and sources of materials were studied, including CEM I 52.5 R cement produced by Cimpor, mineral additions such as ground granulated blast furnace slag (GGBFS), micro silica, and limestone filler, fine and coarse granite aggregates, as well as different chemical admixtures from multiple suppliers.

The formulation phase involved developing multiple concrete mix designs adjusting the proportions of each constituent material to optimize concrete performance. Initial laboratory testing commenced in 2023 and continued through 2025, covering a wide range of experiments conducted at Betão Liz's Central Laboratory. Over one hundred laboratory trials were performed to characterize the behaviour of the constituent materials, including a chemical admixture specifically developed for this project.

This admixture system combines modified sulfonated polynaphthalene and polycarboxylate ether superplasticizers, designed to meet demanding rheological requirements. This combination provides enhanced slump retention and extended workability, essential for complex conditions and prolonged transport times. The concrete achieves high early-age and ultimate compressive strengths without compromising consistency, making it suitable for HPC applications.

During the characterization of the fresh state, the following properties were determined and analysed: slump flow, density, L-box test, workability, segregation and bleeding tendencies, and temperature control. Consistency was also evaluated at 30 and 60 minutes after mixing.

In the hardened state, concrete performance was assessed through compressive strength tests conducted on both cubic and cylindrical specimens at various curing ages (1, 2, 7, 28, and 60 days). Durability was evaluated through chloride migration test, critical for applications in marine environments. This test was carried out at LNEC (National Laboratory for Civil Engineering), along with interlaboratory compressive strength testing, to ensure the reliability and reproducibility of the results.

In addition, an industrial testing phase was carried out, followed by large-scale production at the Porto region batching plants and on-site concrete quality control. This phase aimed to validate the performance of the developed mix design under construction conditions and assess the readiness of concrete batching plants to meet the technical requirements of HPC. This included evaluating potential adjustments in mix design, equipment, material storage, and quality control procedures.

3.- RESULTS AND DISCUSSION

3.1.- Laboratory concrete mixtures

The Table 1. presents the results of experimental studies conducted on HPC incorporating different mineral additions-namely filler, GGBFS and micro silica-with the aim of evaluating their influence on fresh and hardened state properties. Specifically, the data compare the slump flow and compressive strength at 2, 7, and 28 days for mixtures with varying cement contents. This analysis allows for a better understanding of the rheological behaviour and strength development associated with each type of addition, thereby contributing to the optimization of HPC mix design.

In general, all mixtures achieved high compressive strength at 28 days and satisfactory slump flow values. However, slag-based mixtures clearly stand out, demonstrating superior long-term performance. In both trials, the 28 days compressive strength exceed 100 MPa, with the mix containing 400 kg/m^3 of cement achieving the highest value overall (110.7 MPa). These result highlights the beneficial contribution of slag to strength development, particularly at later ages, due its latent hydraulic activity.

Based on these results, GGBFS was selected as the preferred mineral addition of subsequent mix design optimizations and industrial-scale trials.

Table 1. HPC properties – laboratory trials

Mineral addition	*Cement [kg/m^3]*	*Slump flow [mm]*	*Compressive strength [MPa]*		
			2 days	*7 days*	*28 days*
	500	680	73.6	84.4	96.3
Filer	500	710	74.2	94.0	99.5
	450	660	67.1	91.1	100.8
GGBFS	500	720	74.2	92.5	106.5
	400	700	63.3	92.0	110.7
M. silica	410	700	55.0	85.6	97.7

It is important to note that despite the excellent performance, in many laboratory trials using GGBFS, the concrete showed signs of reduced cohesion; in certain cases, there was a tendency toward segregation, settlement and the appearance of dark patches on the surface. Further laboratory trials were carried out which focussed on ensuring better uniformity of the mix, maintaining the balance between workability and stability.

3.2.- Industrial trials

The Table 2. presents the results of four industrial trials (A-D), focusing on fresh concrete properties including workability (slump flow), density air content, L-box performance and resistance to segregation.

All mixtures achieved initial slump flows between 650-720 mm, which falls within the acceptable range for self-compacting concrete. The observed variations in flow are primarily attributed to differences in admixture dosages and rheological behaviour, as the mix design formula were held constant across all trials.

Table 2. Fresh properties of HPC with GGBFS – industrial trials

Trial	*w/c ratio*	*Slump Flow [mm]*		*Density [kg/m³]*	*Air content [%]*	*L-box test*	*Resistance to segregation [%]*
		Initial	*After 60'*				
A	0.25	720	700	2433	1.1	0.94	5.6
B	0.26	700	660	2469	0.5	1.13	5.5
C	0.26	670	730				
D	0.26	650		2433	1.1		

The concrete mixtures incorporated high-performance chemical admixtures, which were highly effective in modifying the concrete rheological properties – particularly in enhancing initial workability and stability, while sustaining these characteristics over a prolonged period. However, the pronounced effect of these admixtures may induce heightened sensitivity in the mixture´s viscosity, thereby complicating the control of workability under site conditions, especially during transport and placement. This phenomenon was evidenced in trial C by an increase in slump flow measurements after 60 minutes.

To mitigate this effect and improve rheological robustness, a viscosity-modifying admixture was introduced in trial B. This product enhanced visual homogeneity and reduced the slump flow after 60 minutes, maintaining satisfactory segregation resistance (5.5%) and excellent performance in the L-box test (1.13), indicating high passing ability.

The Table 3. presents the development of compressive strength in MPa for four concreate mix trials (A to D) at different curing ages, using 150x150 mm cubic specimens.

Table 3. Mechanical properties HPC with GGBFS – industrial trials

Trial	*Compressive strength [MPa]*			
	2 days	*7 days*	*28 days*	*60 days*
A	69.3	91.1	106.9	115.7
B	72.1	88.2	103.6	110.6
C	74.6	87.4	103.5	111.0
D	73.0	85.8	103.0	107.3

Trial A achieved the highest compressive strength and the best long-term performance, reaching 115.7 MPa at 60 days. Trials B and C exhibited nearly identical strength at 28 and

60 days and Trial D, while slightly lower, maintained excellent long-term performance (> 100 MPa), aligning with HPC expectations.

The Table 4. shows the chloride diffusion coefficient values obtained for the HPC. Trial B shows low chloride diffusion coefficients, ranging from 3.56 to 4.08 × 10^{-12} m^2/s. These values indicate excellent resistance to chloride penetration, a critical property for durability in marine environments.

Table 4. Chloride diffusion coefficient. Migration test – industrial trials

Trial	*Diffusion coefficient D [×$10^{-12}$$m^2/s$]*		
	1	*2*	*3*
B	3.56	3.62	4.08

These results closely align with those observed in the Izmit Bay Crossing Suspension Bridge project; a 2682 m long structure located at the eastern end of the Sea of Marmara. In that project, CEM III/B slag cement was identified as the optimal binder, demonstrating superior performance in terms of enhancing concrete density, minimizing porosity and chloride migration. The concrete mix design achieved chloride migration coefficients below the maximum permissible limit of 3 × 10^{-12} m^2/s, thereby fulfilling the long-term (> 100 years) durability required in the project technical specification. [16]

4.- CONCLUSIONS

According on the results of laboratory and industrial tests on the properties of fresh and hardened concrete, it can be concluded that the HPC developed fulfils the requirements for marine constructions, with compressive strength values of over 100 MPa, improved appearance and outstanding durability performance, making it suitable for structures requiring long service life and corrosion protection.

Although further durability tests are still planned, such as water penetration under pressure, these findings highlight GGBFS as a highly effective SCM for optimizing strength and sustainability in HPC formulations, allowing partial cement replacement without compromising performance.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the support and collaboration of the entire Central Laboratory and Porto region team of Betão Liz.

REFERÊNCIAS

[1] Ramalho, A. 'Composições e Comportamentos de Betões em Ambientes Marinhos', master's thesis, FEUP (2019) 21-22
[2] Bouzoubaâ, N. and Foo, S., 'Use of Fly Ash and Slag in Concrete: A Best Practice Guide', Materials Technology Laboratory (2005) 1-18
[3] Divsholi, B. S., Lim, T., Teng, S., 'Durability Properties and Microstructure of Ground Granulated Blast Furnace Slag Cement Concrete', International Journal of Concrete Structures and Materials **8** (2014) 157–164
[4] Euroslag, 'Statistics 2022', https://www.euroslag.com/products/statistics/statistics-2022/, consulted on 02/05/2025
[5] Cahyani, R. and Rusdianto, Y., 'An Overview of Behaviour of Concrete with Granulated Blast Furnace Slag as Partial Cement Replacement', IOP Conf. Ser.: Earth Environ. Sci. **934** (2021) 1-9
[6] Shumuye, E. and Jun, Z. 'A Review on Ground Granulated Blast Slag (GGBS) in Concrete', 8th International Conference on Advances in Civil and Structural Engineering (2018) 5-10
[7] Correia, V., 'Properties of Concrete with Ground Granulated Blast Furnace Slag. Effect of the Addition on the Frost Scaling Resistance and Chloride Migration', extend abstract master´s thesis, IST (2015) 3-10
[8] Sengupta, L., Landage, A., Manjunatha L. R., Yogananda, M.V., 'Case Studies on Durability of High Volume GGBS Concrete Used in Marine Structures', NBM&CW (2021) 117-119
[9] Sagawa, Y., Yamamoto, D., Henzan, Y.,'Properties of Concrete with GGBS and its Applications for Bridge Superstructure', 3rd International Conference on Sustainable Construction Materials and Technologies (2013) 1-7
[10] Malagavelli, V. and Rao, P.N., 'High Performance Concrete with GGBS and ROBO Sand', International Journal of Engineering Science and Technology 2 (2010) 5107-5113
[11] Shinde, D., Chaudhari, M., Korgaonkar, V., Patil, K., 'Detail Study of High Performance Concrete using GGBS', IJRITCC 4 (2016) 301-304
[12] Ranganath, R. V., Shamanth Gowda, T., Manjunatha, Akarsh, M. K., 'Impact of Ground Granulated Blast Furnace Slag on High-Performance Concrete', NBM&CW (2020) 2-4
[13] Tang, W., Wan, W., Zou, J., 'Application of High-Performance Concrete in Bridge Structures Under Extreme Environment', ICMCE 51 (2023) 126-131
[14] Gáspár, L. and Bencze, Z., 'Blast Furnace Slag in Road Construction and Maintenance', 23 (2021) 53-59
[15] FEhS Building Materials Institute, 'Ferrous slag. Valuable raw material for resource-saving business models', (2023) 5-19
[16] Gokce, A., Beyaz, C., Ozkan, H., 'Influence of Fines Content on Durability of Slag Cement Concrete Produced with Limestone Sand', Construction and Building Materials 111 (2016) 419-428

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Estudo do efeito sinérgico da adição de fibras HMPE e SAP no UHPC

Priscila de Souza Maciel [(1)], Maria Luiza Malta da Rocha Silva [(2)], Paulo Cesar Correia Gomes[(2)], Augusto Cesar da Silva Bezerra [(3)] e José Roberto Tenório Filho [(4)]

[(1)] Programa de Pós-Graduação em Materiais, Universidade Federal de Alagoas, Brasil.
[(2)] Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas, Brasil.
[(3)] Departamento de Engenharia de Transportes, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Brasil.
[(4)] Circular Concrete Lab, Veurne, Bélgica.

RESUMO

O concreto de ultra-alto desempenho (*ultra-high-performance concrete* - UHPC) apresenta características superiores em relação aos concretos convencionais (CC), destacando-se pela elevada resistência à compressão, resultado de sua estrutura densa e do baixo fator água-aglomerante (a/agl). Contudo, devido ao fator a/agl reduzido, os UHPCs são mais suscetíveis à retração. Além disso, a tenacidade do UHPC ainda é um aspecto que requer melhorias. A adição de fibras de polietileno de alto módulo (*high modulus polyethylene* – HMPE), que apresentam baixo peso e alta resistência a ambientes extremos, melhora a tenacidade do UHPC. Já o uso de polímeros superabsorventes (*superabsorbent polymers* - SAP), que possuem a capacidade de absorver e reter grandes quantidades de soluções aquosas, contribui para a cura interna e a mitigação da retração. Este estudo analisou quatro composições: (i) UHPCR de referência, sem HMPE e SAP; (ii) UHPCF, com 0,15% de fibra HMPE; (iii) UHPCS, com 2‰ de SAP; e (iv) UHPCFS, com adição combinada de HMPE e SAP. Foram avaliados: o espalhamento, no estado fresco, e a variação volumétrica e de massa, no estado endurecido. Além disso, investigou-se as resistências à tração e à compressão, bem como a tenacidade, aos 28, 56 e 91 dias. Os resultados indicaram que a adição combinada de HMPE e SAP promoveu a redução da retração, o aumento da tenacidade e melhorias na resistência à compressão, sem comprometer significativamente a fluidez do compósito. Assim, destaca-se o efeito sinérgico das adições estudadas nos UHPCs, demonstrando potencial para aplicações em cenários com altas exigências estruturais e ambientais.

PALAVRAS-CHAVE: Concreto de ultra alto desempenho, polímero superabsorvente, fibra polimérica de alto módulo, retração, tenacidade.

1.- INTRODUÇÃO

O concreto de ultra alto desempenho (*ultra-high-performance concrete – UHPC)* possui microestrutura densa e refinada em relação aos concretos convencionais (CC), devido ao elevado teor de material cimentício e baixa relação água/aglomerante (a/agl), com o uso de aditivos superplastificantes [1]. A otimização do empacotamento de partículas reduz os

vazios na mistura, devido a diferença dos tamanhos dos grãos, que são distribuídos na mistura [2]. A alta compacidade da matriz do UHPC confere excelente desempenho, como baixa permeabilidade, maior resistência a agentes agressivos e durabilidade superior [3].

Embora apresente alta resistência à compressão, o UHPC apresenta baixa tenacidade, com tendência a falhas frágeis [4]. A adição de fibras de alto módulo (*high modulus polyethylene* - HMPE) é particularmente interessante por contribuir com a redução da propagação de fissuras, conferindo pseudo-ductilidade ao compósito [5]. Comparado a outras fibras usuais, apresenta alta resistência, baixa densidade, inércia química e maior tenacidade para um mesmo módulo de elasticidade, destacando-se como material diferenciado [6].

Outro desafio dos UHPCs é a elevada quantidade de aglomerante, em geral cimento Portland, e a baixa porcentagem de água, que podem causar significativa retração autógena, predominante nas primeiras idades, levando à fissuração, comprometendo a estética, durabilidade e resistência [3]. Os polímeros superabsorventes (*superabsorbent polymers* - SAPs) são capazes de reter grande volume de líquido e atuar na cura interna do compósito [7]. A cura interna ocorre pela liberação de água retida nos SAPs, promovendo hidratação mais eficiente e reduzindo os efeitos da retração autógena [8].

Os polímeros superabsorventes são caracterizados por uma rede com alto potencial hidrofílico que tem capacidade de absorver e reter grande quantidade de água ou soluções aquosas, podendo reter até mil vezes seu peso em água [9]. Os polímeros comerciais mais comuns derivam da indústria petrolífera e são compostos por acrilato, ácido acrílico e acrilamida [10]. O tamanho das partículas afeta diretamente a cinética de absorção dos SAPs, partículas menores que 100 µm em estado seco e algumas centenas de micrômetros no estado inchado são comuns para cura interna [11]. O formato da partícula também interfere diretamente na aplicação, pois influencia a taxa de troca de água entre o SAP e o meio [12].

No processo de fornecimento de água para a matriz cimentícia, os SAPs esvaziados formam macroporos no UHPC, que podem favorecer a fissuração [13]. A adição conjunta de HMPE busca dissipar tensões nesses macroporos, reduzindo os efeitos negativos do aumento da porosidade, especialmente na tenacidade [14]. Este estudo analisou o efeito sinérgico de um compósito de UHPC reforçado com HMPE e SAP, visando obter melhorias nos processos de retração, resistência mecânica e tenacidade do material.

2.- MATERIAIS E MÉTODOS

2.1.- Materiais

Como aglomerantes, foram utilizados o cimento CP-V, de alta resistência inicial e tamanho das partículas entre 0,2 µm e 60 µm, e a sílica ativa, com granulometria de 28,36 µm a 305,87 µm. A areia lavada utilizada foi peneirada a 600 µm, possuindo densidade seca de 2,47 g/cm³, saturada de 2,48 g/cm³ e absorção de água de 0,42%. O Resíduo de

Beneficiamento de Mármore e Granito (RBMG), utilizado como fíler, foi pré-seco ao sol, apiloado e peneirado a 300 μm, apresentando granulometria de 3,39 μm a 69 μm. Análises de fluorescência de raio-X mostraram que é composto por SiO_2 (66,52%), Al_2O_3 (13,05%), Fe_2O_3 (8,01%), K_2O (7,06%) e CaO (4,06%). O superplastificante adotado é à base de éter de policarboxilato, com pH entre 4 e 6, densidade entre 1,067 g/cm³ e 1,107 g/cm³, e 30% de sólidos.

Quanto as adições, a fibra HMPE possui 15 mm de comprimento e diâmetro inferior a 100 μm, massa específica de 0,98g/cm³, módulo de elasticidade entre 109 e 132 GPa e deformação à ruptura de 3,5%. Foi utilizado 0,15% de fibras, em relação ao volume total da mistura, inserindo em massa, baseado no trabalho [15]. O SAP utilizado foi produzido para materiais cimentícios. Os polímeros utilizados na produção são copolímeros de acrilamida-acrilato de sódio. Foi adotada uma dosagem de 2‰ de SAP em relação ao teor de ligante, em massa, já adotado em estudo anterior [16]. A análise de fluorescência de raio-X mostrou que o SAP é composto por SO_3 (88,18%), Na_2O (6,82%), P_2O_5 (3,60%) e SiO_2 (1,40%). A capacidade de absorção, definida através de ensaio de espalhamento, é de 65g/g.

2.2.- Dosagem e método de mistura

Nas análises, serão adotadas para as misturas, a nomenclatura "UHPCR" para a composição de referência, sem adições. "UHPCF" para a adição de fibras HMPE, "UHPCS" para a adição de SAP e "UHPCFS" para a adição simultânea. O Quadro 1 apresenta a dosagem da composição do UHPCFS. O método de mistura foi adaptado de [17]. Nas dosagens com SAP (UHPCS, UHPCFS), o polímero foi inserido seco juntamente com os aglomerantes. Para as dosagens com adição de fibras, realizou-se a separação manual antes da inserção das fibras na matriz, e um processo adicional para homogeneização da fibra na matriz de 180 segundos (60 rpm). Após serem moldados, todos os corpos de prova foram submetidos à mesa vibratória por 180 segundos.

Quadro 1. Dosagens em estudo

Dosage	*C (kg/m³)*	*Si (kg/m³)*	*Aa (kg/m³)*	*RBMG (kg/m³)*	*SAP (kg/m³)*	*HMPE (kg/m³)*	*sp (%)*	*a/agl*
UHPCR	571,79	114,36	686,14	343,07	0,00	0,00	1,50	0,25
UHPCF	571,79	114,36	686,14	343,07	0,00	1,47	1,50	0,25
UHPCS	571,79	114,36	686,14	343,07	0,40	0,00	1,50	0,25
UHPCFS	571,79	114,36	686,14	343,07	0,40	1,47	1,50	0,25

Anotação: C - cimento ; S - sílica ativa; Aa - Areia; RBMG - Resíduo Beneficiamento Mármore e Granito; sp - superplastificante; a/agl: fator água/aglomerante.

2.3.- Métodos de ensaio

No estado fresco, a consistência foi avaliada por meio do ensaio de espalhamento com mesa de abatimento, com adaptação do método NBR 13276 [18]. Para classificar o compósito como autoadensável, conforme a norma NF P 18-470 [19], o valor mínimo estabelecido foi de 270 mm. O ensaio de variação dimensional foi realizado em seis corpos de prova prismáticos (25 mm x 25 mm x 285 mm), analisando-se as alterações de volume e

massa conforme a NBR 16261(2005) [20]. Para o ensaio de tração na flexão foram moldados quatro corpos de prova prismáticos (40 mm × 40 mm × 160 mm), sendo examinada em uma máquina universal de ensaios (UTM), utilizando o método de três pontos, com taxa de aplicação de carga de 50 N/s. Para a resistência à compressão, foram moldados quatro corpos de prova cilíndricos (50 mm de diâmetro e 100 mm de altura), sendo avaliada em prensa hidráulica de 200 toneladas, aplicando uma carga sob uma taxa de 500 N/s [21]. Ambos os ensaios foram realizados aos 28, 56 e 91 dias, após cura em água com hidróxido de cálcio. Os parâmetros mínimos estabelecidos para a definição como UHPC foram: resistência à tração na flexão de 8 MPa e resistência à compressão de 120 MPa, aos 91 dias. A tenacidade foi determinada pela área sob as curvas de força (N) versus deslocamento (mm), obtidas no ensaio de tração na flexão até à deflexão total [22]. Os cálculos foram realizados com o auxílio do software *Origin*.

3.- RESULTADOS

3.1.- Ensaio de espalhamento com mesa de abatimento

O UHPCR apresentou espalhamento de 284 mm. Já o UHPCF obteve espalhamento de 277,3 mm. A redução está ligada ao aumento da coesão da mistura, que restringe seu fluxo. Para o UHPCS obteve-se 279 mm de espalhamento, sendo a taxa de absorção do SAP e a interação do polímeros com os componentes da mistura fatores que influenciam o parâmetro. No UHPCFS, com adição simultânea, a sobreposição desses fatores levou à maior queda no espalhamento (275,3mm). No entanto, as reduções não comprometem a classificação do material como autoadensável, garantindo fluidez apropriada.

3.2.- Variação volumétrica e de massa

Na Fig. 1, à esquerda, observam-se as variações volumétricas. O UHPCR apresenta a maior retração devido ao baixo fator a/agl, que reduz a água disponível, intensificando autodessecação. A fibra reduz esse efeito ao redistribuir tensões internas, pelo efeito de ponte e pelo controle da movimentação da pasta fresca e da velocidade de evaporação local. O SAP promove a cura interna, reduzindo tensões capilares e melhorando a distribuição da umidade. UHPCFS apresentou comportamento semelhante ao SAP isolado, tendo em vista que a quantidade de SAP permanece a mesma de UHPCS, e as fibras não geram impacto negativo na ação do polímero e na retração.

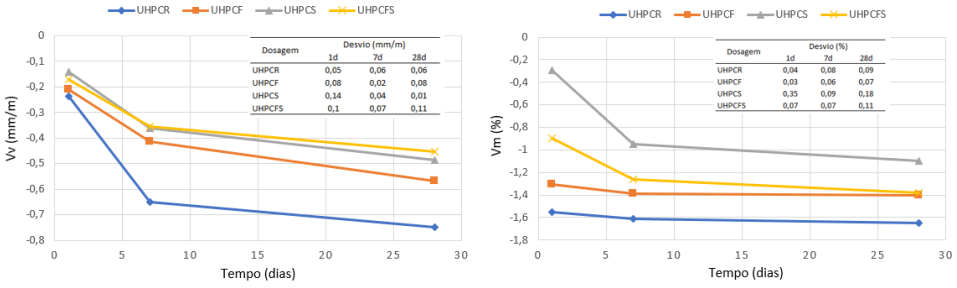


Figura 1. Variação volumétrica (à esquerda) e Variação de massa (à direita)

À direita, a Fig. 1 mostra maior variação de massa no UHPCR, associada à perda de água. Na dosagem UHPCF há uma pequena redução na variação de massa, proveniente da perda de água, em relação a UHPCR. UHPCS apresentou o melhor desempenho, pois sua capacidade de absorção e liberação controlada de água favoreceu a hidratação. No entanto, a adição simultânea de SAP e fibras resultou em desempenho inferior ao UHPCS, possivelmente devido à aglomeração das fibras, que afetou a distribuição da umidade.

3.3.- Resistência a compressão e à tração na flexão

Na Fig.2, à esquerda, são apresentados os valores de resistência à tração na flexão. Todas as dosagens, em todas as idades, superaram o mínimo de 8 MPa exigido para UHPC. A adição de fibras aumentou a resistência, devido à sua capacidade de conter microfissuras, retardar a propagação de trincas e absorver energia antes da falha. Já a incorporação de SAP teve um efeito negativo, devido à formação de macroporos após o esvaziamento dos polímeros. Na adição simultânea (UHPCFS), houve melhoria significativa, atribuída à ação das fibras, que atuam como pontes entre os macroporos, reduzindo a propagação de fissuras. No entanto, essa melhoria ainda não supera a dosagem do UHPCF, pois, a presença de macroporos criados pelo SAP, favorecem a propagação de fissuras, principal mecanismo de falha na resistência à tração na flexão.

À direita, na Fig.2, observa-se a resistência à compressão. Para o UHPCR, o mínimo de 120 MPa foi atingido apenas aos 56 dias. A adição de fibras resultou na redução da resistência, devido a diminuição do empacotamento granular e, consequentemente, da compacidade. A redução da resistência em UHPCS é ainda mais acentuada, devido à formação de macroporos após o esvaziamento do SAP. A adição simultânea, aos 91 dias, atingiu 128 MPa. Esse desempenho pode ser explicado pelo efeito sinérgico entre os dois materiais: o SAP melhorou a hidratação do cimento, mitigando os impactos negativos das fibras na compacidade da mistura, enquanto as fibras atuaram nos macroporos como pontes estruturais, favorecendo a redistribuição das tensões. O mecanismo de falha final à compressão se dá pelo colapso e esmagamento da matriz, tendo-se uma matriz mais coesa e a formação de pontes de tensão promovidas pela fibras, ocorre uma atenuação dos efeitos promovidos pela presença dos macroporos.

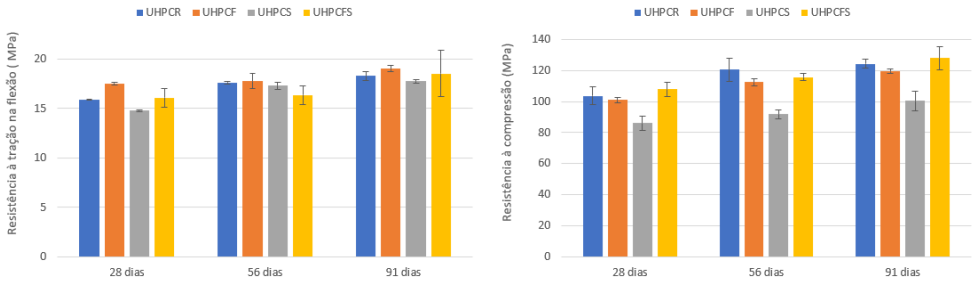


Figura 2. Resistência à tração na flexão (à esquerda) e Resistência à compressão (à direita)

3.4.- Tenacidade

Na Fig. 3, são apresentadas as tenacidades totais para cada idade: (a) 28 dias, (b) 56 dias e (c) 91 dias. De maneira geral, conforme indicado pelas setas, observa-se que a adição de fibras melhora significativamente a tenacidade em comparação com as demais dosagens. Quando há adição simultânea de fibras e SAP, verifica-se um aumento da tenacidade em relação ao UHPCR e ao UHPCS, embora esse efeito não supere o desempenho das misturas contendo apenas fibras. Esse comportamento está diretamente relacionado aos mecanismos discutidos na resistência à tração na flexão, uma vez que as fibras atuam retardando a propagação das fissuras, enquanto o SAP, apesar de contribuir para a hidratação do cimento, gera macroporos que podem comprometer a resistência à tração e a tenacidade do material. No entanto, na ação conjunta, a presença das fibras ajuda a minimizar os efeitos negativos desses macroporos, resultando em um desempenho aprimorado em comparação com as misturas sem adições ou apenas com adição de SAP.

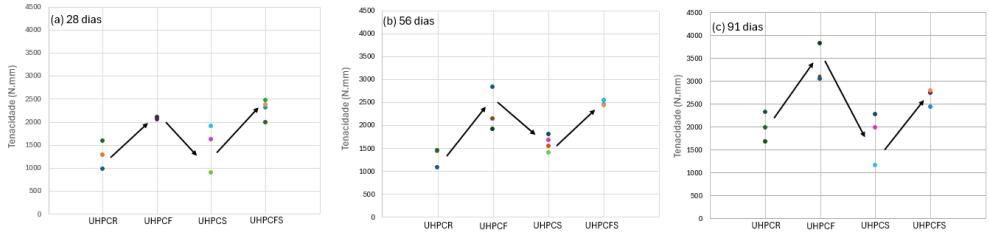


Figura 3. (a) Tenacidade aos 28 dias (b) Tenacidade aos 56 dias (c) Tenacidade aos 91 dias

4.- CONCLUSÕES

Neste estudo foram investigadas o espalhamento, no estado fresco, e no estado endurecido, a variação volumétrica e de massa, e propriedades mecânicas do UHPC modificado HMPE e SAP, destacando seus efeitos no desempenho de concretos. O ensaio de espalhamento com mesa de abatimento indicou leve redução no espalhamento com fibras e SAP, aumentando a coesão sem comprometer a autoadensabilidade. A combinação gerou a maior redução, mantendo boa fluidez. O SAP foi mais eficaz na redução da retração via cura interna, enquanto as fibras atuaram tanto na redução da fissuração quanto na retração. A combinação teve comportamento próximo ao SAP isolado, indicando sua predominância nesse fator. Na resistência à tração na flexão, as fibras aumentaram a absorção de energia e a resistência à fissuração, enquanto o SAP reduziu a resistência devido à formação de macroporos. A adição combinada melhorou o desempenho em relação ao UHPCS, mas ficou abaixo da dosagem apenas com fibras. Na resistência à compressão, fibras reduziram a compacidade da matriz e o SAP acentuou esse efeito pelos macroporos. Entretanto, a interação entre ambos resultou em um ganho de 3% na resistência aos 91 dias, demonstrando um efeito sinérgico entre a cura interna do SAP e a redistribuição de tensões pelas fibras. A tenacidade foi beneficiada pelas fibras, que dissiparam de energia. Embora o SAP tenha reduzido essa propriedade, sua combinação com fibras superou as dosagens sem fibras ou apenas com SAP. Os resultados evidenciam o potencial da interação entre SAP e fibras de HMPE para aprimorar o equilíbrio entre hidratação, controle de fissuração e desempenho mecânico do UHPC. Pesquisas futuras podem investigar diferentes proporções

desses materiais, SAP com composições e dosagens variadas e a avaliação das microestruturas para otimizar a interação.

REFERÊNCIAS

[1] J. Ahmad and Z. Zhou, "Mechanical Properties of Natural as well as Synthetic Fiber Reinforced Concrete: A Review," *Constr Build Mater*, vol. 333, no. April, p. 127353, 2022, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2022.127353.

[2] Christ; R., Tutikian; B., and Helene; P., *Concreto de ultra alto desempenho: UHPC - Fundamentos, propriedades e dosagem*, 1ª ed. São Paulo, 2022.

[3] M. A. R. Manzano, E. F. da Silva, A. N. de M. Lopes, and R. D. Tolêdo Filho, "Mecanismo de atuação dos Polímeros Superabsorventes como agentes de cura interna para mitigar a retração autógena em Concretos de Alta Resistência (CAR) – Estado da Arte," *Matéria (Rio de Janeiro)*, vol. 26, no. 2, 2021, doi: 10.1590/s1517-707620210002.1256.

[4] M. A. Bajaber and I. Y. Hakeem, "UHPC evolution, development, and utilization in construction: A review," *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 10, pp. 1058–1074, 2021, doi: 10.1016/j.jmrt.2020.12.051.

[5] H. H. Lee and C.-K. Juan, "Study on the Shear Strength of HMPE Fiber Reinforced Concrete," *Proceedings of the 2016 4th International Conference on Machinery, Materials and Computing Technology*, vol. 60, no. Icmmct, pp. 1521–1524, 2016, doi: 10.2991/icmmct-16.2016.302.

[6] C. S. L. O.- CSL, "A compilation on High Modulus Polyethylene Fibers (HMPE)," 2010, *Catálogo, São Leopoldo - RS*.

[7] C. Tian, X. Wei, and Z. Zheng, "A practical model for predicting the autogenous shrinkage of cementitious materials," *Constr Build Mater*, vol. 323, no. 6, p. 126566, 2022, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2022.126566.

[8] A. Koppe, "Utilização de resíduo à base de polímero superabsorvente e fibra celulósica como agente de cura interna em matrizes de cimento portland," p. 165, 2016.

[9] D. Snoeck, C. Schröfl, and V. Mechtcherine, "Recommendation of RILEM TC 260-RSC: testing sorption by superabsorbent polymers (SAP) prior to implementation in cement-based materials," *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 51, no. 5, Oct. 2018, doi: 10.1617/s11527-018-1242-8.

[10] M. A. F. Calesco *et al.*, "Efeitos da adição de nanocompósito híbrido baseado em hidrogel de polissacarídeo e nanoargila nas propriedades nos estados fresco e endurecido de argamassas cimentícias," *Matéria (Rio de Janeiro)*, vol. 68, pp. 97–107, 2022.

[11] V. Mechtcherine *et al.*, "Application of super absorbent polymers (SAP) in concrete construction—update of RILEM state-of-the-art report," *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 54, no. 2, 2021, doi: 10.1617/s11527-021-01668-z.

[12] O. M. Jensen, "Water Absorption of Superabsorbent Polymers in a Cementitious Environment," *International RILEM Conference on Advances in Construction*

Materials through Science and Engineering, C. Leung and K.T. Wan, eds, vol. RILEM Pro0, pp. 22–35, 2011.

[13] C. Schröfl, K. A. Erk, W. Siriwatwechakul, M. Wyrzykowski, and D. Snoeck, "Recent progress in superabsorbent polymers for concrete," *Cem Concr Res*, vol. 151, no. March 2021, p. 106648, 2022, doi: 10.1016/j.cemconres.2021.106648.

[14] Z. Lyu, A. Shen, and W. Meng, "Properties, mechanism, and optimization of superabsorbent polymers and basalt fibers modified cementitious composite," *Constr Build Mater*, vol. 276, p. 122212, 2021, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.122212.

[15] J. C. Amaral Júnior, "Avaliação da influência da adição de fibras poliméricas nas propriedades térmicas e mecânicas do concreto," Belo Horizonte, CEFET MG, 2016.

[16] X. Huang, X. Liu, H. Rong, X. Yang, Y. Duan, and T. Ren, "Effect of Super-Absorbent Polymer (SAP) Incorporation Method on Mechanical and Shrinkage Properties of Internally Cured Concrete," *Materials*, vol. 15, no. 21, Nov. 2022, doi: 10.3390/ma15217854.

[17] P. S. Maciel, M. L. M. R. Silva, I. M. F. Vieira, and P. C. C. Gomes, "Study to obtain UHPC with silica and MGW," *Int J Adv Eng Technol*, vol. 17, pp. 341–354, doi: 10.5281/zenodo.13837968.

[18] Associação Brasileira de Normas Técnicas., "NBR 13276 Argamassa para assentamento e revestimento de paredes e tetos ― Determinação do índice de consistência," 2016, *Rio de Janeiro*.

[19] AFNOR, "NF P 18-470 – UHPFRC: specification, performance, production and conformity," 2016, *Association Française de Normalisation*.

[20] Associação Brasileira de Normas Técnicas., "NBR 15261. Argamassa para assentamento e revestimento de paredes e tetos - Determinação da variação dimensional (retratação ou expansão linear).," 2005, *Rio de Janeiro*.

[21] Associação Brasileira de Normas Técnicas, "NBR 7215. Determinação de resistência à compressão de corpos de prova cilíndrico," 2019, *Rio de Janeiro*.

[22] Japan Society of Civil Engineers (JSCE), *Method of tests for flexural stregth and flexural toughness of steel fiber reinforced concrete*. 1984, p. p.58-61.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Development of an Experimental Methodology for Pre-tensioning Slender UHPC Beams

Juan Navarro-Gregori[(1)], José R. Martí-Vargas[(1)] Juan A. Mateu-Sánchez[(1)], Yeiner A. Gómez-Velásquez[(1)], Pedro Serna[(1)], M. Carmen Castro-Bugallo [(1)], and Ester Giménez-Carbó[(1)]

(1) ICITECH Instituto de Ciencia y Tecnología del Hormigón, Universitat Politècnica de València, España.

ABSTRACT

This work sets out to establish an experimental methodology for pre-tensioning slender Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPC) beams, striving to combine the notable advantages of UHPC with the efficiency of prestressing techniques. The main purpose is to boost structural performance while notably reducing the mass of the elements, thus offering lightweight and highly durable solutions. To achieve these objectives, the proposed methodology focuses on careful fabrication and instrumentation protocols that guarantee the correct transfer of prestressing forces. A special emphasis is placed on controlling cracks, taking advantage of UHPC's outstanding tensile strength to enhance the overall behavior of slender members.

Moreover, custom-built molds and specialized anchorage systems are used to ensure precise reinforcement placement and uniform stress distribution along the beam's length. This approach aims to prevent common defects and maintain consistent quality and performance. Additionally, the research investigates the long-term behavior of these innovative structural elements. Preliminary experimental results from initial prototypes produced with this technique reveal promising improvements in flexural strength, cracking patterns, and load-bearing capacity. Consequently, the study paves the way for future research focused on refining design possibilities for slender UHPC beams.

KEYWORDS: UHPC; prestressing; lightweight structures; precast beams; structural behavior; durability

1.- INTRODUCCTION

Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPC) can be considered a modern and improved evolution of fiber-reinforced concrete, capable of developing excellent mechanical properties and high durability [1–4]. Although there is no clear consensus regarding the definition of the term UHPC at a global level, it is commonly accepted according to [2] that a UHPC-type concrete should have: (i) a compressive strength greater

than 120 MPa; (ii) a disconnected internal porous structure that improves its durability; and (iii) a sufficient fiber content to allow a post-cracking tensile strength greater than 5 MPa.
The viability of using UHPC and its sustainability inevitably depend on the development of very slender structural elements where concrete consumption is reduced to a minimum, and always below—in terms of total cement consumption—compared to equivalent solutions made with conventional concretes.

Within this context, the combination of the prestressing technique—widely established in the field of civil engineering structures and in the area of industrial and building prefabrication—together with the use of UHPC, with the aim of advancing both qualitatively and quantitatively toward innovative designs of ultra-lightweight structural elements, can be very beneficial, as shown by some innovative examples of ultra-lightweight structures such as [5].
In this sense, the challenge and opportunity arise to advance in the implementation of a specific methodology that questions and revises the key design aspects of prestressed concrete structures and enables new applications in the field of the precast concrete industry.
Therefore, this study aims to develop an experimental methodology for pre-tensioning slender UHPC beams, combining the key advantages of UHPC with the efficiency of prestressing techniques.

2.- METHODOLOGY

The experimental methodology is based on the fabrication and testing of prestressed UHPC beam prototypes with varying cross-sectional configurations. Three specimens were designed, manufactured, and tested at the ICITECH laboratory to assess the flexural behavior of UHPC in slender prestressed structures. The prototypes include an H-shaped beam (H-01), a rectangular beam (R-01), and an I-shaped beam (I-01). Each beam is 3.80 meters long and made of self-compacting UHPC with 160 kg/m³ of steel fibers. All beams were prestressed using high-strength 3/8" Y 1860 S7 strands, as shown in Fig. 1.

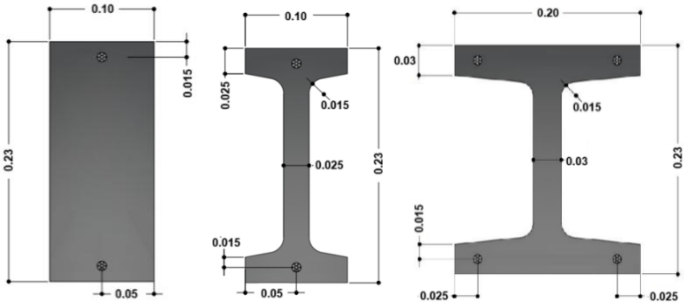


Figure 6. Geometry and prestressing details of beams R-01, I-01, and H-01. Units in meters.

Figure 2 presents a schematic representation of the adopted procedure, which summarizes in a simplified manner the methodology applied for the design, assembly, and fabrication of the prestressed beam prototypes.

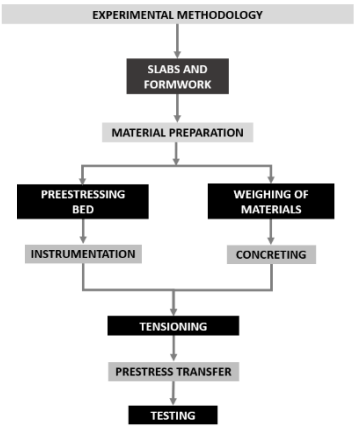


Figure 7. Experimental methodology for the fabrication and prestressing of slender beams.

For the fabrication setup, a 1600 × 4340 mm steel formwork panel was used, positioned 70 mm above the strong floor of the lab. In the case of beams I-01 and H-01, expanded polystyrene (EPS) plastic-coated molds were employed to define the geometry of the cross-section (Fig. 3). The lateral formwork was configured by placing two metal stringers on each side, spaced 230 mm apart (measured between inner faces), allowing the concrete to be cast in a horizontal position. This ensured a uniform geometry and facilitated subsequent handling and prestressing operations.

The prestressing system (Fig. 3) consisted of four reaction-abutments and two strengthened, perforated steel beams with passing holes spaced at regular 50 mm intervals. These beams were installed horizontally at the ends of the formwork panel and served both to define the tendon elevation and to act as support plate for the anchorage devices (or chucks). One of the beams remained fixed, functioning as the passive anchor, while the other was moved using two hydraulic jacks equipped with mechanical locks, allowing for the controlled application of the prestressing force.



Figure 8. Setup used for the fabrication and prestressing system.

The materials used for preparing the UHPC mix were as follows: Portland cement I 42.5R SR5, silica fume, fine sand 0.5mm, medium sand (0.6-1.2mm), superplasticizer additive Sika 20HE, and short Bekaert DRAMIX® OL 13/.20 steel fibers. Each component was individually weighed according to the specified mix design, with the aim of producing both the prototype beams and the specimens intended for material characterization. The quantities corresponding to each component are detailed in **Table 1**.

Table 1. Volume of concrete batches

Batch Beams			
Units	*Description*	*Litres*	*Total*
1	Beam I-01	39.52	39.52
1	Beam R-01	87.40	87.40
6	Cubic specimens 100mm	1.00	6.00
6	4PBT specimens 100x100x500 mm	5.00	30.00
3	Cylinder specimens 150x300 mm	5.30	15.90
	Excess		41.18
		TOTAL	220.00
Batch Beam			
Units	*Description*	*Litres*	*Total*
1	Beam H-01	71.82	71.82
6	Cubic specimens 100mm	1.00	6.00
6	4PBT specimens 100x100x500 mm	5.00	30.00
3	Cylinder specimens 150x300 mm	5.30	15.90
	Excess		26.28
		TOTAL	150.00

After the precise weighing of materials and the placement of the prestressing strands in their designated positions, steel strain gauges were installed on the strands to record stress variations during the prestressing process. Additionally, vibrating wire strain gauges (VWSG) were positioned at the mid-plane of the cross-section, located at mid-span of each beam, to monitor concrete deformations over time.

The configuration of the prestressing system, as well as the magnitude of the applied force, varied depending on the shape of the cross-section. For beam H-01, four strands were used as tendons, symmetrically distributed, two of them located in the top flange and two in the bottom flange. Strands were tensioned to 75% of their ultimate load, corresponding to a stress of 1395 MPa, resulting in a total force of 300 kN (75 kN per strand). In contrast, beams R-01 and I-01 were prestressed with two symmetrically placed strands, each beam reaching a total force of 150 kN (75 kN per strand).

The concreting process of the beams was carried out in a continuous and controlled manner, starting from one end of the mold and progressing gradually toward the opposite end, thereby ensuring a homogeneous filling of the entire cross-section, as illustrated in Fig. 4. In the specific case of prototypes I-01 and H-01, the UHPC mix was initially poured to a height of 7.3 cm in beam I-01 and 14.1 cm in beam H-01. Subsequently, the upper mold made of expanded polystyrene (EPS) was placed, allowing the final geometry of each structural section to form while ensuring that only the minimum necessary amount of concrete overflowed.

The transfer of the prestressing force to the concrete was carried out 48 hours after casting, once the UHPC had reached sufficient strength to withstand the compressive stresses induced by the prestressing effect at the time of transfer. To verify this capacity, compression tests were performed on cubic specimens (100 x 100 x 100 mm) taken from each batch prior to the transfer procedure. For beam H-01, the results obtained were 94.59 MPa and 95.39 MPa, while compressive strengths of 92.07 MPa and 93.67 MPa were recorded for the batch corresponding to beams I-01 and R-01. These strengths were significantly higher than the stresses transmitted to the UHPC beam at the time of transfer.

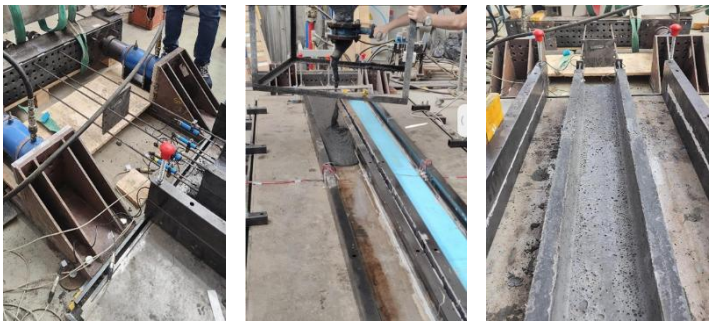


Figure 9. Prestressing, Concreting, and Prestress Transfer Processes

To characterize the mechanical properties of the UHPC used, compression tests were conducted on 100mm cubic specimens, as well as four-point bending tests (4PBT) on prismatic specimens with a square cross-section (100 x 100 mm) and a length of 450 mm. These tests allowed for the determination of both the compressive strength and the post-cracking tensile response of the material [6], which are essential parameters for the design and analysis of UHPC prestressed elements.

The time-dependent behavior of each beam was monitored from the very moment of casting until the final bending test, using VWSG installed in the central zone of each prototype. This instrumentation enabled the recording of the strains generated in the concrete, facilitating the estimation of immediate elastic shortening losses as well as those associated with time-dependent phenomena such as shrinkage and creep.

After 180 days of casting, the beams were tested under a four-point bending scheme, applying two point loads spaced 1000 mm apart, as shown in Fig. 5. During the testing process, the loading rate was carefully controlled, with pauses at various load and deformation levels to record, in detail, the evolution of the cracking pattern in each beam.

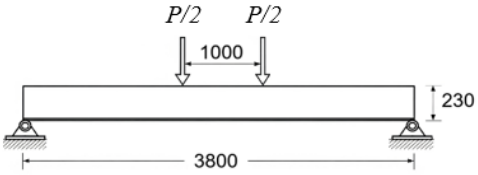


Figure 10. Elevation Detail of Beam Bending Test (Units in mm).

3.- EXPERIMENTAL RESULTS

Once the characterization tests on the cubic and prismatic specimens were completed, the average compressive strength values at the age of testing of the prototypes. and the maximum flexural tensile stress values reached during the post-elastic phase of the tensile behavior were determined. The results obtained are summarized in **Table 2**, which presents the average values for each of the batches produced.

Table 2. Concrete Characterization Results

Batch	*UHPC Compressive Strength (MPa)*	*Equivalent Flexural Strength (MPa)*
Beam H-01	137.95	18.23
Beams I-01 & R-01	141.90	21.46

Based on the data recorded by the VWSG, an estimate was made of the total prestress losses accumulated from the time of prestress transfer to the concrete to the date of the flexural test. The results are presented in **Table 3**, which shows the values corresponding to each of the instrumented prototypes. Additionally, different prestress losses were observed depending on the concrete volume of each beam, highlighting the influence of the cross-section geometry and volume on the time-dependent behavior of the material.

Table 3. Estimated Prestress Losses for the Beams

ID Beam	*Prestress Losses PLs (%)*	*Volume V (l)*	*PLs/V*
Beam I-01	16.17	39.52	0.41
Beam R-01	10.22	87.40	0.12
Beam H-01	17.86	71.82	0.25

Based on the flexural tests conducted, representative load-deflection curves were obtained for the three prototype beams, as shown in Fig. 6. Significant differences were identified among the three cross-sections analyzed. Beam H-01 exhibited the highest load-bearing capacity and initial stiffness, reaching greater deflection, which indicates a robust and stable structural performance. In contrast, beam I-01 showed a more ductile response, with a gradual transition after the peak load. As for beam R-01, although it demonstrated higher initial stiffness than the I-section, this trend reversed in the post-cracking phase, converging toward a similar residual stiffness.

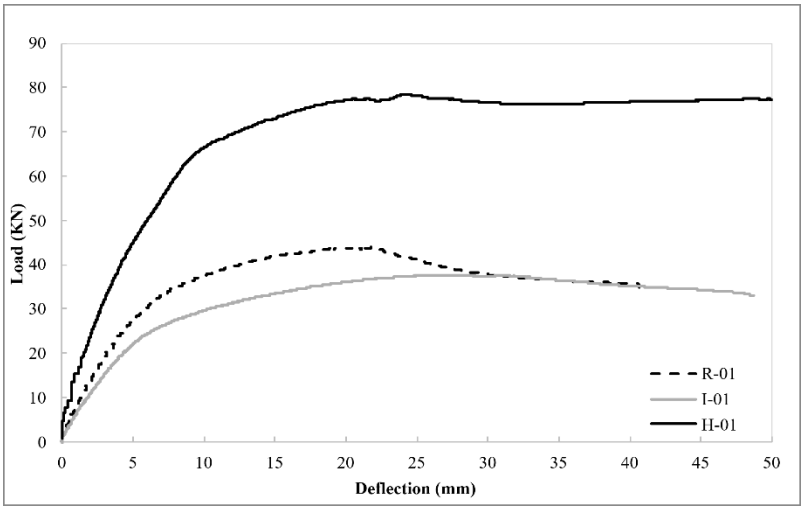


Figure 11. Load-Deflection Curves at Mid-Span for Beams H-01, I-01, and R-01.

4. CONCLUSIONS

A practical and effective methodology for manufacturing slender prestressed UHPC beams with varying cross-sectional geometries has been performed in this study, whose main conclusions are as follows.
Significant differences in prestress losses were observed among the beam types, linked to variations in axial stiffness. This factor must be carefully addressed in future applications, especially in precast components for lightweight construction systems.

Among the prototypes, beam H-01 demonstrated the highest structural stiffness due to its greater moment of inertia and symmetrical prestressing. Meanwhile, the I-01 section stood out for its material efficiency, making it a highly suitable option for systems that prioritize lightweight and sustainable design.

All beams exhibited typical flexural failure preceded by a pronounced ductile phase—particularly evident in beams H-01 and I-01—indicating a reliable and stable structural response under bending actions.

In this context, slender prestressed UHPC sections emerge as a technically sound alternative to traditional steel profiles in flexural elements. Beyond their competitive mechanical performance, these elements offer superior durability, especially in aggressive environments, thanks to their low porosity, high resistance to carbonation and corrosion, and minimal maintenance requirements over their service life.

ACKNOWLEDGEMENTS

This research was conducted within the framework of the PreULight Project, “UHPC: Opportunity and Challenge for the Design of Ultra-Light Prestressed Concrete Structures,” funded by the Generalitat Valenciana (grants CIAICO/2022/045 and CIGRIS/2023/025), and the PreUSost Project (PID2023-149364OB-I00 / AEI / 10.13039/501100011033 and the human resources funding PRE2021-098777 / AEI / 10.13039/501100011033)), supported by the State Research Agency of Spain.

REFERENCES

[1] Graybeal B.A. (2017). Emerging UHPC-Based Bridge Construction and Preservation Solutions. AFGC-ACI-fib-RILEM Int. Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, UHPFRC, Montpellier, France.

[2] Graybeal B., Brühwiler E., Kim B., Toutlemonde F. (2020). International Perspective on UHPC in Bridge Engineering. Journal of Bridge Engineering. Vol. 11.

[3] Azmee N.M., et al. (2018). Ultra-high-performance concrete: From fundamental to applications. Case Studies in Construction Materials. Vol. 9.

[4] Mishra O., Singh S.P. (2019). An overview of microstructural and material properties of ultra-high-performance concrete. Journal of Sustainable Cement-Based Materials. Vol. 8(2), pp. 97-143.

[5] Lopez J.A., Serna P., Camacho, Coll H., Navarro-Gregori J. (2014). First ultra-high-performance fibre-reinforced concrete footbridge in Spain: Design and construction. Vol. 24(1). pp. 101-104

[6] López, J.A. (2017). Characterisation of the Tensile Behaviour of UHPFRC by means of Four-Point Bending Tests [Doctoral Thesis]. Universitat Politècnica de València.

4- BETÃO REFORÇADO COM FIBRAS | HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Pavimentos de hormigón reforzado con fibras poliméricas y/o metálicas con una química compensadora de la retracción como Mapecrete System: estabilidad dimensional y prestaciones garantizadas en pastillas sin cortes de retracción

Dr. Norberto García[(1)], José Antonio Rodríguez[(1)] y Jesús Alberto García[(1)]

[(1)] Mapei Spain, España

RESUMEN

El empleo de hormigón compensador de la retracción, especialmente diseñado y preparado con una química compensadora de la retracción como Mapecrete System, permite minimizar y, en ciertos casos, eliminar la fisuración por retracción. Hasta no hace mucho tiempo, este tipo de solución constructiva venía inexorablemente asociada a hormigón reforzado con malla de acero. Sin embargo, en estos últimos años se ha avanzado en la realización de pavimentos reforzados con fibras metálicas y/o poliméricas sin cortes de retracción en paños de dimensiones superiores a los 1000 m^2, con notable éxito en la mayoría de las ocasiones, siempre que se tengan en cuenta todos los factores intervinientes en el proceso. El presente trabajo mostrará con ensayos y experiencias reales nuestra experiencia en Mapei para acometer de forma global el reto de construir pavimentos con una estabilidad dimensional y prestacional garantizada. Este aspecto es fundamental para conseguir una mejora en la planimetría y nivelación de los pavimentos realizados con química compensadora de la retracción como Mapecrete System y hormigones reforzados con fibra. Para ello, comenzamos en la fase de diseño, con cálculos basados en TR-34 y/o programas de elementos finitos. Posteriormente, colaboramos en el diseño y estudio de los hormigones reforzados con fibras para pavimentos, realizando ensayos de caracterización de este de acuerdo con normativas vigentes de la retracción, resistencia a compresión y flexión (LOP y resistencias residuales). Este trabajo se ejecuta primero en laboratorio y después en obra, realizando seguimiento del pavimento durante su construcción (tiempos de las distintas operaciones). Además, en ciertas ocasiones, evaluamos incluso la eficacia del método de curado empleado. Nuestro trabajo finaliza con visitas a obra para observar acabados, medir planimetrías, apertura de juntas o resistencia al desgaste BCA, si es necesario. De todo ello se mostrarán ejemplos prácticos.

PALABRAS CLAVE: Química compensadora de la retracción, Mapecrete System, Fibras estructurales, planimetría, ensayos, estudios y seguimiento.

1.- INTRODUCCIÓN

Hoy por hoy, los pavimentos de hormigón representan la solución constructiva más empleada en la edificación para realizar todo tipo de suelos, Éstos pueden estar sometidos directamente a su exposición de uso, o pueden constituir la base para otros revestimientos, que los protegen y aportan características específicas para las condiciones de servicio.

Cuando un pavimento de hormigón está bien ejecutado, su durabilidad es muy elevada, pero a menudo nos encontramos con problemas que limitan, en mayor o menor medida, su funcionalidad. Uno de estos problemas es la fisuración.

Los pavimentos de hormigón son elementos tipo placa sometidos principalmente a esfuerzos de flexión, al ser este elemento de acabado se le impone un estado límite de servicio de no fisuración de la cara superior, por lo que las tensiones normales de tracción que se generen en dicha cara deberán ser menores que la resistencia a flexotracción del hormigón.

2.- HORMIGONES REFORZADOS CON FIBRA

La incorporación de fibras en el hormigón tiene como finalidad mejorar algunas prestaciones, ya sean estas en estado fresco o endurecido. La incorporación de fibras modifica las propiedades del hormigón y, en consecuencia, es importante tratar al mismo como un nuevo compuesto, el hormigón reforzado con fibras (HRF).

El empleo de fibras ha tenido un gran auge en el campo de los pavimentos industriales apoyados sobre el terreno, debido a la sencillez, rapidez y economía, al tiempo que puede dotar al hormigón de ciertas propiedades mecánicas. Para ello, es muy importante cuidar el buen mezclado previo al vertido, así como buscar una adecuada dosificación que englobe correctamente las fibras dentro de la matriz cementosa del hormigón.

El armado con fibras con capacidad estructural, fibras metálicas y macrofibras poliméricas, dota al hormigón ya endurecido fundamentalmente de resistencia al impacto y de un buen comportamiento a la fatiga, así como de una cierta resistencia residual una vez fisurado, todo ello en función del tipo de hormigón, tipo de fibra y su cuantía. Esto permite reducir e incluso eliminar, bajo ciertas condiciones, el armado tradicional. El empleo de microfibras mejora únicamente el comportamiento frente a la retracción plástica en las primeras horas durante el inicio del fraguado.

En fase de proyecto es vital una adecuada definición de las prestaciones mecánicas del HRF, habitualmente la resistencia residual a flexotracción (f_R), que resulte del diseño estructural del pavimento, así como la definición del tipo y cuantía de fibra necesarias para alcanzar los valores de f_R exigidos en proyecto. La estrategia de control del HRF y del pavimento también se identifican y definen en fase de proyecto.

3.- LA RETRACCIÓN EN LOS PAVIMENTOS DE HORMIGÓN

El hormigón con cemento Portland es, hoy en día, un material de construcción de uso habitual, por su versatilidad y coste. Una propiedad inherente al hormigón es la retracción, debido a la disminución de volumen que experimenta por diferentes causas. En función de los factores que la provoquen, tenemos varios tipos de retracción (plástica, endógena, térmica, por carbonatación o por secado), siendo esta última la que normalmente presenta una mayor magnitud.

La retracción por secado se genera por la evaporación del agua libre contenida en los poros del hormigón endurecido, lo que provoca una contracción volumétrica del mismo. Si tenemos restricción del movimiento en el elemento hormigonado, podría producirse fisuración cuando los esfuerzos de tracción generados por esta contracción superen a la resistencia a tracción del hormigón, generalmente baja.

En el caso de los pavimentos de hormigón, con una enorme superficie con relación al volumen hormigonado, la retracción por secado es, sin duda, su primera causa de fisuración, con todos los inconvenientes que de ello se derivan, no sólo a nivel estético.

2.1.- Pavimentos sin cortes de retracción

Los pavimentos sin cortes de retracción son más operativos siempre que se haya conseguido una planimetría adecuada en el pavimento, incluso en la zona de bordes, donde están las juntas de construcción que delimitan cada paño diario de hormigonado. Es evidente que, al no realizar cortes de retracción, estamos evitando diferentes patologías, como su desportillado, la suciedad que albergan si no están sellados, el mantenimiento del sellado, el alabeo y la minoración en la capacidad de transmisión de carga al haberse reducido el espesor del pavimento en la cuantía de la profundidad del corte.

Debe hacerse constar que las soluciones de pavimentos sin cortes de retracción con hormigón fibrorreforzado no retraen menos que un hormigón sin fibra estándar: su propósito es distribuir una o varias fisuras de tamaño macroscópico en miles de microfisuras de tamaño microscópico. Asimismo, no resuelve el tema de la apertura de las juntas de construcción ni el alabeo en los bordes colindantes.

Como hemos dicho, recurrir a la fibra estructural para no dar cortes de retracción no soluciona totalmente la estabilidad dimensional del pavimento, lo que es visible en la planimetría de la zona de bordes. Es por ello por lo que el empleo de una química compensadora de la retracción resuelve de forma eficaz esta problemática, ayudando también a controlar la apertura de las juntas de construcción.

Un pavimento de hormigón sin cortes de retracción, pulido con una buena capa de rodadura y curado adecuadamente es más bonito y resistente a la abrasión a medida que se utiliza, además de presentar un mantenimiento casi nulo.

2.2.- Una solución para evitar la fisuración: hormigón con química compensadora de la retracción como Mapecrete System

Los hormigones expansivos están compuestos de los materiales habituales en un hormigón (cemento, agua, arena, árido grueso, aditivos y, en su caso, adiciones), más un cemento o aditivo expansivo de carácter hidráulico que generan un incremento controlado de volumen tras el fraguado, durante las primeras etapas del proceso de endurecimiento. Atendiendo al grado de expansión inducida, los hormigones expansivos se pueden dividir en hormigón de retracción compensada y en hormigón pretensado químicamente.

Si se restringe la expansión del hormigón expansivo mediante un armado apropiado y/o condiciones de contorno del elemento (apoyos, uniones, etc.), se generan esfuerzos de compresión en el hormigón y de tracción en el armado. El nivel de las tensiones de compresión desarrolladas en el hormigón compensador de la retracción varía entre 0,2 y 0,7 MPa, mientras que, en los hormigones pretensados químicamente, al ser de mayor cuantía, estas tensiones deben ser tenidas en cuenta en el diseño y cálculo de los elementos.

Mapecrete System es una estudiada combinación de

- Un agente expansivo de expansión controlada, en base óxido de calcio, de la gama EXPANCRETE, que genera tensiones de tracción en el armado y compresión en el hormigón. Esta "precompresión" inducida por el agente expansivo impide que las solicitaciones de tracción inducidas en el conglomerado por efecto de la retracción higrométrica superen la resistencia a tracción del material evitando su fisuración.
- Un aditivo reductor de la retracción -que actúa además como agente de curado interno-, de la gama MAPECURE SRA, que favorece la expansión aún en ausencia de curado húmedo. Estos productos rebajan la tensión superficial del agua en el interior de los poros del hormigón, disminuyendo la presión capilar, garantizando una mejor estabilidad dimensional del elemento y también una drástica disminución de las fisuras causadas por este fenómeno. Para ello, el tamaño de los poros debe estar comprendido entre 2'5 y 50 nanómetros, ya que, para tamaños inferiores de poro, no se forman meniscos y, para tamaños superiores, la tensión es despreciable.
- Aditivos superplastificantes de la gama DYNAMON, que permiten reducir la relación agua/cemento sin perjudicar la trabajabilidad del hormigón en estado fresco. En el caso de pavimentos, se denominan DYNAMON FLOOR, y están diseñados para ayudar a evitar delaminaciones y otras patologías asociadas a los aditivos en este tipo de hormigones. Dentro de esta gama, tenemos un producto denominado DYNAMON FLOOR 5, que es una combinación de superplastificante de pavimentos con reductor de retracción, que es una solución perfectamente viable en muchas ocasiones.
- En su caso, fibras poliméricas y/o de acero, con objeto de mejorar el comportamiento ante la retracción plástica o dotar al hormigón de una ductilidad que, de por sí, no tiene.

La proporción de cada producto en **Mapecrete System** debe determinarse, entre otros parámetros, en función de los tipos de cemento disponibles, las características de los

materiales con los que se va a confeccionar el hormigón, el diseño del elemento y la climatología prevista durante la fase de hormigonado, a fin de lograr la máxima efectividad del sistema, una retracción final acorde a lo deseado y una correcta estabilidad dimensional del elemento hormigonado.

Mapecrete System es fruto de un profundo trabajo de investigación de MAPEI durante muchos años, tanto a nivel micro como macroestructural, y su gran ventaja es que sus resultados son cuantificables. La proporción de cada producto en el Sistema puede calcularse, entre otros parámetros, en función de los tipos de cemento disponibles, las características de los materiales con los que se va a confeccionar el hormigón, el diseño del elemento y la climatología prevista durante la fase de hormigonado. El objetivo final es lograr la máxima efectividad del sistema. Además, permite determinar si la retracción final se corresponde a lo proyectado y garantizando una correcta estabilidad dimensional del elemento hormigonado.

Así, el control de expansión del hormigón se realiza en prismas restringidos uniaxialmente, siguiendo la norma italiana UNI 8148 (adaptación de la norma ASTM C878), pero realizando las probetas y las medidas en condiciones reales de obra (con las variaciones de temperatura y humedad propias asociadas). En España, se está trabajando para publicar en este año 2025 una norma UNE, basada en las anteriormente citadas. Es evidente que estas condiciones no normalizadas de medida incluyen otro tipo de retracciones, como la térmica, y están afectadas por la variación en el grado de humedad ambiental, pero se realizan de esta manera para intentar aumentar el conocimiento del comportamiento real del hormigón en obra.

Un par de cuestiones importantes: para tener posibilidades de éxito, los productos y/o sistemas empleados para el control de la retracción deben estar incorporados en un diseño adecuado de hormigón, e incluso dentro de una estrategia de ejecución del pavimento. No existen soluciones mágicas. Por otro lado, la retracción del hormigón no es la retracción del pavimento, pues deben considerarse otros factores, como el espesor del pavimento. En estado límite de servicio (no fisuración), para un pavimento de 20 cm, por ejemplo, debemos realizar cortes de retracción en torno a 5 metros. Conseguir paños de hormigonado diario de 30 x 30 metros sin estos cortes de retracción es el reto al que se enfrenta la química compensadora de la retracción, como la del Mapecrete System.

4.- CASO DE ÉXITO: PAVIMENTO PARA CASH ALIMENTACIÓN (MÁLAGA)

A mediados del año 2021 realizamos el estudio de un pavimento para un centro mayorista de alimentación en Málaga, con la premisa de no realizar cortes de retracción en los paños de hormigonado diario.

Como siempre, nuestro primer cometido fue comprobar la viabilidad estructural del pavimento, de manera que pudiésemos justificar las cargas estáticas y dinámicas previstas con la solución aportada, básicamente estanterías dobles (60 kN/puntal), carretillas elevadoras tipo FL2, incluso verificando interacción carga fija-móvil con tránsito de las

carretillas por los pasillos y colocando mercancía en las estanterías y, eventualmente, camiones pesados, con una carga uniformemente distribuida de 60 kN/m^2.

El diseño de pavimentos industriales se realiza en base a las indicaciones de la guía de diseño publicada por The Concrete Society: "Pavimentos Industriales de Hormigón: Guía de Diseño y Construcción". Al no existir recomendaciones específicas en la vigente Instrucción de hormigón ni en el Eurocódigo, el mercado emplea las directrices de diseño estructural para pavimentos en masa, de hormigón armado y fibroreforzados (fibra de acero y polimérica).

La formulación propuesta en TR34 se basa en las teorías clásicas de pavimentos apoyados sobre bases elásticas (Westergaard). Para el diseño con hormigón con fibras, se modifica el análisis clásico elástico, asumiendo una plastificación gracias a la aportación de las fibras (M+). El momento negativo corresponde al momento de fisuración de la matriz de hormigón (M-). Con esta propuesta, y según la rigidez del pavimento y de la base (k) se proponen fórmulas de carga máxima asumible para cargas puntuales, dobles o cuádruples. Dichas cargas se obtienen para distintas posiciones de las cargas en centro, borde y esquina. En paralelo se valida la respuesta a punzonamiento en perímetro crítico y fuera del mismo, validando el cortante. El modelo de rotura propuesto se sustenta en numerosa experimentación publicada por Beckett. Para la respuesta del hormigón fibroreforzado, se siguen ecuaciones constitutivas similares a las propuestas por el vigente Código Estructural español (Anejo 7. Recomendaciones para la utilización de hormigón con fibras).

De acuerdo con el análisis realizado, para los paños de hormigonado propuestos por la empresa aplicadora de 35x25 metros sin cortes de retracción, nuestra solución se basó en un hormigón C25/30/S3, con relación a/c máxima 0,50, 15 kg/m^3 de Expancrete (agente expansivo de expansión controlada), 0,4% s.p.c. de Dynamon Floor 3 (superplastificante de pavimentos) y 1,0% s.p.c. de Dynamon Floor 5 (superplastificante de pavimentos con reductor de retracción incorporado), reforzado con 3 kg/m^3 de Mapefibre ST50 Twisted (macrofibra estructural multifilamento), espesor del pavimento de 18 cm.

Para el pulido del pavimento, se empleó Mapetop N AR6 LG, en una cuantía de 4 kg/m^2, que se completó con 150-200 g/m^2 de un tratamiento endurecedor con Mapecrete Li Hardener. Hemos tenido ocasión de visitar el pavimento recientemente, comprobando la total ausencia de fisuras y el magnífico aspecto que presenta, pasados ya casi cuatro años desde su ejecución.

5.- EJEMPLO DE MEDIDAS DE EXPANSIÓN/RETRACCIÓN Y FLEXIÓN

Para poder acometer adecuadamente los cálculos de pavimentos y estimar su estabilidad dimensional, es fundamental tener una base de datos de ensayos que nos permita asegurar que las hipótesis manejadas son ciertas con un alto grado de fiabilidad. En este sentido, en Mapei realizamos cientos de ensayos anuales, tanto en laboratorio como en obra, con objeto de aumentar nuestro conocimiento y tratar de ser parte de la solución, no del problema.

En lo que hace referencia a la medida de la expansión y retracción de los hormigones con Mapecrete System, presentamos a continuación un ejemplo de ensayo de obra, con probetas curadas de acuerdo con la norma (7 días en plástico) y otras curadas 14 días en plástico, tal y como se estaba ejecutando por parte de la empresa aplicadora del pavimento. Hay que indicar que, para este mismo hormigón sin química compensadora de la retracción, el resultado de retracción fue más de tres veces superior.

MAPEI

Technological Concrete Laboratory

Reference customer Zone: ID 1074

NON METALLIC EXPANSIVE AGENT FOR MIXTURES BASE ON CEMENT
Determination of expansion restrain of concrete — UNI 8148

Expansive agent	Exp 15 Kg/m3 + SRA25 2Kg/m3	Concrete number	ID 130116-2
date / hour	13/01/2016 8:45	demoulding (date / hour)	
Observations	Curado 14 días en plastico	Concrete Suplier	Laboratorio
	Mapefibre ST50 2 Kg/m3+0,2 Fibra pp		

B Method (curing at 23°C and relative humidity 55% after 14 days with plastic) — cured acording to standard

days from production	sample 1A			sample 1B			sample 1C			Expansion average				
	R bar lenght		0	R bar lenght		0	R bar lenght		0	Expansion average				
	l initial lenght		-7,62	l initial lenght		-7,186	l initial lenght		-7,168	sample 1	sample 2	sample 2	average	average
days	lx µm	Rx	Ex µm	lx µm	Rx	Ex µm	lx µm	Rx	Ex µm	µm/m	µm/m	µm/m	µm/m	µm/m
24H	-7,623	0,011	-0,058	-7,178	0,011	-0,013	-7,176	0,011	-0,079	-58	-13	-79	-50	-90
2	-7,61	0,006	0,017	-7,162	0,006	0,075	-7,158	0,006	0,017	17	75	17	36	22
3	7,611	0,002	0,029	7,165	0,002	0,079	7,158	0,002	0,033	29	79	33	47	46
7	-7,614	0	0,025	-7,173	0	0,054	-7,163	0	0,021	25	54	21	33	-13
14	7,626	0,011	0,021	-7,186	-0,011	0,046	7,178	-0,011	0,004	21	46	4	24	-43
28	7,645	0,022	-0,012	7,21	0,022	-0,008	7,198	0,022	-0,033	-12	-8	-33	18	69
90	-7,675	-0,045	-0,042	-7,236	-0,045	-0,021	-7,225	-0,045	-0,050	-42	-21	-50	-37	-88
180	7,689	0,055	-0,058	7,249	0,055	-0,033	7,239	0,055	-0,067	-58	-33	-67	53	119

Figura 1. Estudio de expansión/retracción de hormigón con Mapecrete System para pavimento sin cortes de retracción.

Se adjunta a continuación un ejemplo de ensayo preliminar de determinación de la energía a la tracción por flexión, en un hormigón C30/37 con las materias primas de la zona en la que va a ser realizado el pavimento, reforzado con 30 kg/m^3 de fibra metálica Mapefibre Steel 50x0,75 M, de acuerdo con UNE EN 14651, con objeto de obtener los resultados de resistencias residuales, que después serán empleados en el programa de cálculo, según indicado en páginas precedentes.

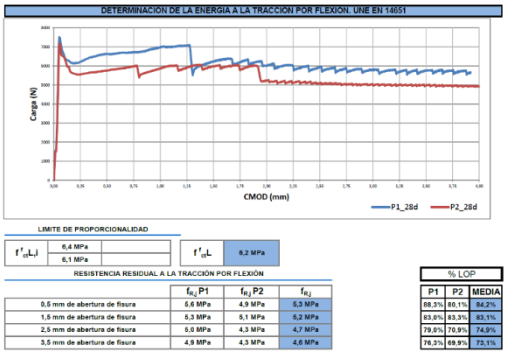


Figura 2. Ejemplo de diagrama tensión-deformación de hormigón reforzado con fibras

5.- CONCLUSIONES

Como principales conclusiones del estudio podemos destacar las siguientes:

- El empleo de una química compensadora de la retracción como la que lleva Mapecrete System permite conseguir pavimentos de hormigón con una elevada estabilidad dimensional, mejorando su planimetría y minimizando su tendencia a la fisuración.
- Es necesario un estudio profundo tanto de las materias primas del hormigón como de las especificaciones del pavimento y su ejecución, para obtener el máximo beneficio posible de la química compensadora de la retracción.
- Hay numerosas experiencias de éxito en pavimentos sin cortes de retracción empleando fibras metálicas y/o poliméricas y hormigón de retracción compensada con sustitución total o parcial de la armadura de refuerzo y/o control de retracción.
- Es imprescindible realizar ensayos normalizados para aumentar el conocimiento del comportamiento del hormigón de retracción compensada reforzado con fibras, para poder ofrecer soluciones lo más ajustadas a la realidad posible.

REFERENCIAS

[1] Ente Nazionale Italiano di Unificazione (UNI), UNI 8148 *Not metallic expansive agents for cement mixings - determination of restrained expansion of concrete (*2008).

[2] ACI committee 223, ACI 223R-10, *Guide for the Use of Shrinkage Compensating Concrete*, American Concrete Institute (2010), 16p.

[3] ASTM C878 / C878M-14a, Standard Test Method for Restrained Expansion of Shrinkage-Compensating Concrete, ASTM International, West Conshohocken, PA, (2014), www.astm.org

[4] Real Decreto 470/2021 por el que se aprueba el Código Estructural (2021).

[5] UNE-EN 14651:2005, Métodos de ensayo para hormigón con fibras metálicas. Determinación de la resistencia a la tracción por flexión (2005).

[6] Rodríguez, J. A, 'Pavimentos de hormigón de retracción compensada en la nueva tienda de Leroy Merlin en Gran Canaria', Revista Técnica CEMENTO HORMIGÓN • Nº 971 • NOVIEMBRE-DICIEMBRE (2015).

[7] Rodríguez, J. A., y Sousa, A., 'TECNOLOGIA MAPEI PARA PAVIMENTOS EM BETÃO. NOVAS INSTALAÇÕES MAPEI EM CANTANHEDE, PORTUGAL', Revista APEB **49** (Dec. 2023) 38-39

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Seismic Strengthening with Fibre Reinforced Grout Jacketing

Ana Rita Gião [(1)], Válter Lúcio [(2,3)] and Afonso Pinho [(2)]

[(1)] ISEL/IPL – Instituto Superior de Lisboa, Lisbon Higher Institute of Engineering, Lisbon, Portugal
[(2)] FCT NOVA – Faculty of Science and Technology, Nova University of Lisbon, Caparica, Portugal
[(3)] CERIS NOVA – Civil Engineering Research & Innovation for Sustainability

ABSTRACT

The socio-economic impact of a seismic event can have devastating consequences. Several buildings exhibit deficiencies concerning seismic safety, raising awareness about the vulnerability of our structures. Furthermore, in September 2022, Portuguese regulations were revoked, making the use of European standards (Eurocodes) mandatory. The application of national regulations leads to the design of structures with reasonable performance, however, in general, does not meet the ductility and resistance levels prescribed by Eurocode 8.

Therefore, there is an urgent need to develop solutions to improve seismic performance, ensuring ductile behaviour and preventing brittle failures. Gião developed an Unidirectional Fibre Reinforced Grout (UFRG) for seismic strengthening by jacketing structural elements. This solution keeps the structural integrity, controls crack opening, and complements existing confinement reinforcement, and having a small thickness does not compromise the aesthetics of the buildings. The use of this solution, in strategically chosen structural zones, improves the overall seismic performance.

The difficulties of "in situ" production of UFRG led to the study of a material aimed to a simpler application, using a pre-dosed grout reinforced with discrete steel fibres (DFRG). Mechanical and structural characterization was carried out through normalized experimental tests and full-scale beam models. Experimental results showed increased deformation capacity, energy dissipation, and resistance. This approach is attractive and sustainable for structural strengthening, without significant change of the element dimensions and can complement internal reinforcement.

KEYWORDS: Experimental tests, reinforced concrete structures, seismic strengthening, confinement, fibre reinforced grout.

1.- INTRODUCTION

Seismic events can cause significant socio-economic impacts. Recent earthquakes have highlighted to the vulnerability of our buildings. Many structures present safety weaknesses related to inadequate standards application, lack of knowledge from construction participants, including inadequate design, quality control and lack of supervision. These

facts are recognized as causes of unacceptable damage or, even, collapse of reinforced concrete structures during earthquakes.
In response to the need for harmonization at European level, the European Standards (EN) for structural design emerged. Decree-Law No. 95/2019 revoked previous national standards and, subsequently, Legislative Order No. 21/2019 established Eurocodes as the new guideline for structural design. From September 2022, in Portugal, existing national standards (RSA, REBAP, REAE) were revoked, making the use of Eurocodes mandatory.
Although national standards generally lead to reinforced concrete structures with reasonable performance levels, in general, the levels of ductility prescribed by NP EN1998 - 1 (2009) [1] are not achieved. Eurocode 8 defines three ductility classes, corresponding to the exploration of nonlinear behaviour, associated to detailing provisions to ensure ductility and energy dissipation. Furthermore, Eurocode 8 proposes a capacity-based design, associated with formation of plastic hinges and avoiding brittle failures.
These facts justify the search of solutions that enhance seismic performance, ensuring ductile behaviours. The use of strengthening with fibre-reinforced grout (DFRG) shows promising results, allowing an increase of damage tolerance, large inelastic deformations, energy dissipation capacity, and strength. This solution is attractive and sustainable, with small changes on the element dimension's and can complement the internal reinforcement.

2.- RELEVANT BACKGROUND RESEARCH WORK

Over the past decades, seismic engineering advanced significantly, driven by the socio-economic impacts of earthquakes, leading to the development of new design procedures and construction solutions. These developments are reflected in design recommendations and standards in high seismic countries. Furthermore, some solutions and materials have become particularly attractive for enhancing seismic performance [2]-[5]. Namely, the application of high-performance fibre-reinforced concretes (HPFRC) [6], [7] demonstrates great promise as a structural material, offering increased damage tolerance, capacity for large inelastic deformations, energy dissipation, and strength. Experimental studies demonstrate the potential of HPFRC as a structural material, especially, in seismic strengthening [8]-[13].
Gião (2012) [14] developed an unidirectional fibre-reinforced grout (UFRG) for seismic confinement with jacketing of structural elements, such as beams and columns, ensuring ductile nonlinear behaviour with enhanced energy dissipation capacity.
The experimental study, presented by Gião, focused on the RC beam behaviour (admitting the fundamental seismic principle of weak beam-strong column [1]). The benchmark specimen was an asymmetrical T-beam geometry with a cross-section of 250x500 mm, designed for a normal ductility level - referred to as Specimen S1. In the first stage, the objective was to limit the residual deformations and increase strength. Therefore, a strengthening solution with two external post-tensioned strands was designed - Specimen S2. In the second stage, in addition to the unbounded post-tensioning system, a small thickness (t = 20 mm) jacketing with unidirectional fibre reinforced grout (UFRG) with 3% fibre volume was used - Specimen S3 (see Fig.1).
All three specimens were subject to a cyclic test procedure starting from the gravity load effects. Failure mode was associated with the formation of a plastic hinge close to the

column, as shown in Fig.2. The force-displacement response of specimens is shown in Fig.3.

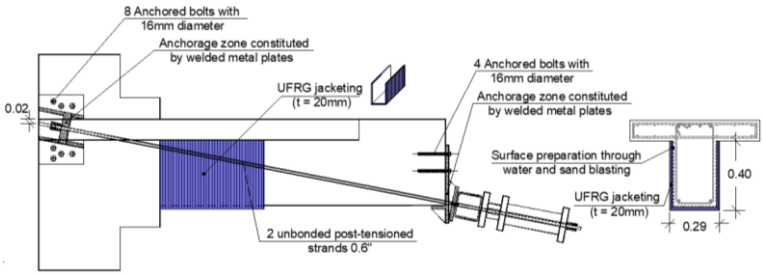


Figure 1. Detailing of the UFRG jacketing and unbonded strand post-tensioning system (S3) [15]

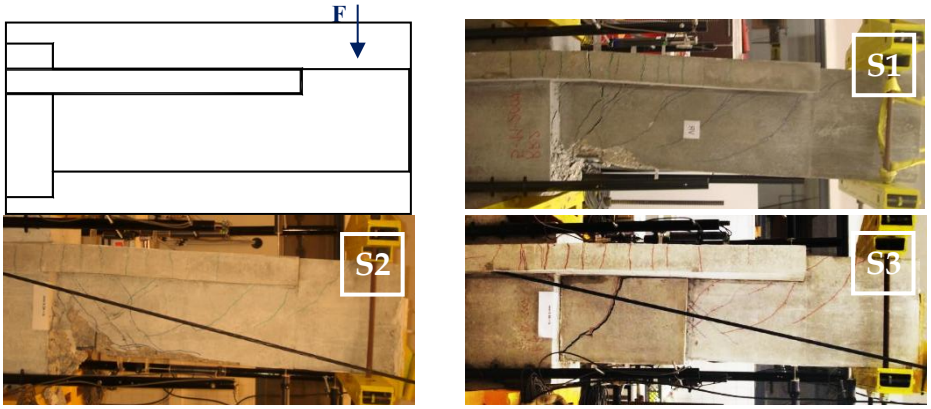


Figure 2. Specimens S1, S2 and S3 failure mode – Lateral view [15]

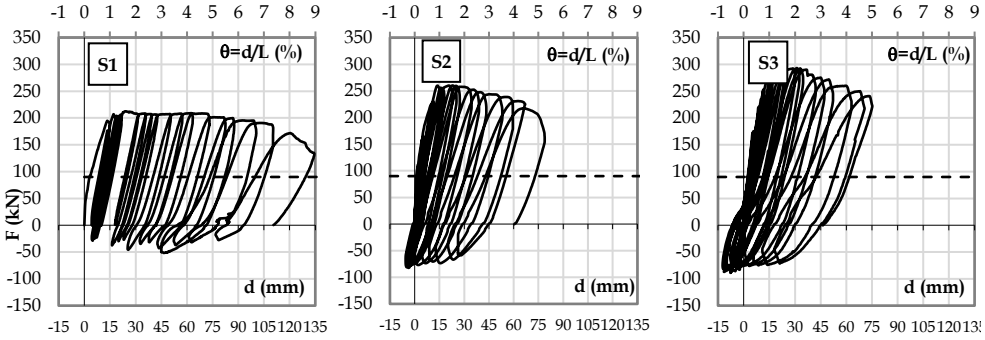


Figure 3. Force-displacement hysteretic diagram - Specimens S1, S2 and S3 [15]

This solution exhibited deformation, energy dissipation and strength increases - see Fig.3, remained integrity after failure, showing a damage tolerance for large inelastic

deformations (see Gião, 2012 [14]). Therefore, these results indicated an improvement in the overall seismic structural performance with the application of this technique in strategically chosen zones, namely in the critical regions. However, it is worth mentioning the execution difficulties of this strengthening solution "in situ". For this reason, the present study aims to study and characterize, mechanically and structurally, a small thickness jacketing solution aimed for practical application, using a pre-dosed mortar reinforced with discrete steel fibres (DFRG).

3.- EXPERIMENTAL PROGRAM

The experimental campaign involved the mechanical characterization of the DFRG and structural evaluation of the thin jacketing as a seismic strengthening solution in RC elements.

3.1.- Materials

The materials used in the DFRG preparation were a pre-dosed fluid hydraulic curing grout Emcekrete 60 F, from MC Bauchemie, and discrete steel fibres KrampeHarex DE 35_0.55, supplied by BIU International. The technical specifications of the materials, relevant to the study, are listed in Tables 1 and 2. The supplier's technical specifications were followed in the preparation of the pre-dosed grout mixture. Subsequently, 3% fibres volume was added to the mixture.

Table 1 – Discrete fibres

Designation	*Shape*	*Tensile strength (MPa)*	L_f *(mm)*	D_f *(mm)*	L_f/D_f
KrampeHarex DE 35_0.55 N	Deformed with hooks	1250	35	0.55	64

where L_f – fibre length and D_f – fibre diameter

Table 2 – Pre-dosed grout

Designation	*Water addition*	$f_{ct,fl}$ *at 28 days (MPa)*	f_c *at 28 days (MPa)*
Emcekrete 60 F	3.0-3.25 l / 25 kg	6,0	50,0

where $f_{ct,fl}$ – flexural tensile strength and f_c – compressive strength

3.2.- Mechanical characterization tests

Mechanical characterization of the DFRG was carried out in accordance with EN 1015-11: 1999 [16]. Three-point flexural tests of six grout and six DFRG specimens, with 4x4x16 (mm), were carried out. For the compression tests, the two parts obtained from the previous test were used, totalling six grout tests and twelve DFRG tests. Table 3 shows the results of the flexural and compression tensile tests of specimens, carried out after 7 days.

Table 3 – Experimental results of the flexural and compression tensile at 7 days

Specimen	$f_{ct,fl,m}$ *(MPa)*	$f_{c,m}$ *(MPa)*
G	10.6	67.8
DFRG	20.9	90.5

where $f_{ct,fl}$ – flexural tensile strength and f_c – compressive strength

From the experimental results, the material presented high compressive and flexural strength. The composite exhibited an increase in tensile strength, due to the fibre contribution. The compressive strength of the composite depends mainly on the compressive strength of the cementitious matrix. However, in the case of discrete fibres, there was a mobilization of the fibres under tension.

3.3.- Structural characterization tests

To evaluate the structural behaviour of the strengthening solution, using a DFRG thin jacketing, bending tests were carried out of two RC beams. The aim is to evaluate the strength and ductility improvements resulting from the addition of fibre-reinforced jacketing in the compressed zones.
It should be noted that in the case of a RC beam subjected to seismic actions, concrete crushing generally occurs on the beam lower face, near the joint - see Fig. 2. To simulate this behaviour, two RC beams with a span of 3.0 m and 0.20x0.25 (m) cross-section were used, with insufficient stirrups (see Fig.4), in which concrete crushing can be expected in the compressed zone, that is, on the upper face at mid-span.

3.3.1.- Test procedure

The experimental models were subjected to a monotonic four-point bending test, with two forces applied at the quarters of the span (0.75 m from the support) - Fig. 4. The loading system was composed of a substructure of steel beams, where two hydraulic jacks were fixed to the "strong floor" by Dywidag bars.

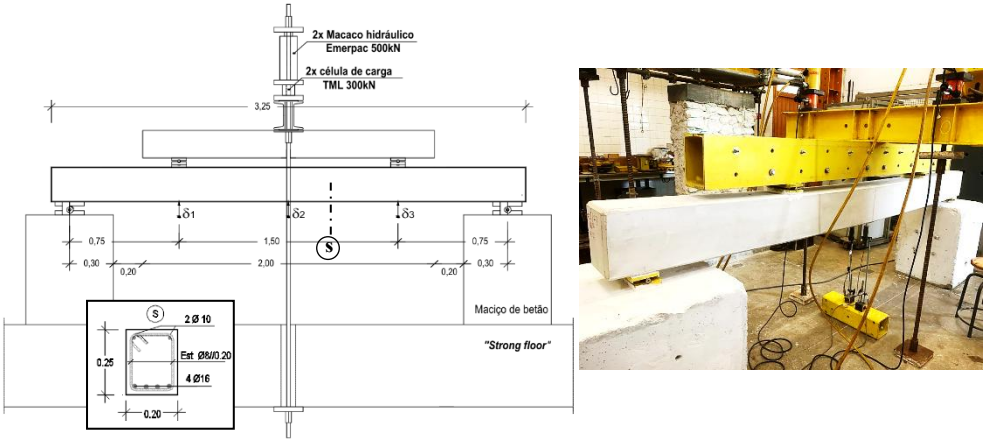


Figure 4. Four-point bending test setup

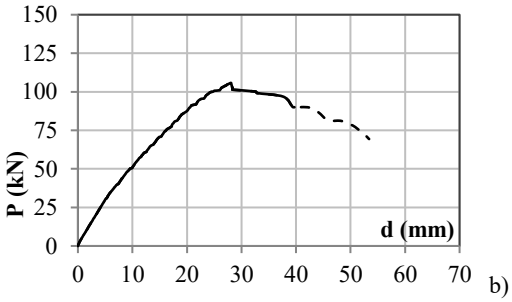
3.3.2. Benchmark beam experimental results

The Benchmark specimen was designed assuming a failure mode by concrete crushing. The internal reinforcement remained constant between models - see section S illustrated in Fig. 4. In terms of mechanical characteristics, the average cylindrical concrete compressive strength at the time of the tests was 28.6 MPa. The average steel yield strength of the longitudinal reinforcing bars was 525 MPa.

The failure of the model occurred due to concrete crushing on the top face in the mid-span of the beam, for a maximum load of 105.8 kN. In the initial phase, flexural cracks were observed. On the upper face of the central zone, progressive degradation of the compression zone was detected, which was accentuated with the buckling of the upper reinforcement longitudinal bars - Fig. 5 a). Fig. 5 b) shows the force-displacement diagram of the reference beam. Failure criterion was established as the instant in which 85% of the maximum force was attained (curve represented with a solid line in the diagram).



a)



b)

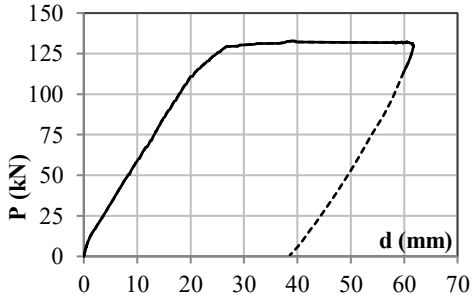
Figure 5. Failure mode (a) and force-displacement diagram (b) of the reference beam

3.3.3. Strengthened beam experimental results

To assess the efficiency of the proposed solution, a RC beam was strengthened with a 20 mm thick jacketing of DRFG. The model failed for a maximum load of 132.8 kN. In the initial phase, flexural cracks were observed – see Fig. 6 a). The strengthened beam exhibited a strength increase capacity of approximately 30%. A much more ductile behaviour was achieved, since deformation without loss of resistance doubled when compared to the reference beam. Fig. 6 b) shows the force-displacement diagram of the strengthened beam.



a)



b)

Figure 6. Strengthened beam: (a) failure mode and (b) force-displacement diagram.

3.4. Experimental results analysis

The performance of the strengthening solution, using DFRM, can be assessed in terms of strength, energy dissipation and ductility. To carry out a systematic and coherent analysis and interpretation of the results, it was decided to determine the yield displacement based on an idealised elastoplastic diagram. The yield values are obtained so the areas under the

experimental force-displacement diagram and the idealised one were equalled – see Fig. 7. In Table 4 performance evaluation parameters are presented for the benchmark beam (B) and the strengthened beam (SB).

Table 4 – Performance evaluation parameters

	Fu (kN)	$Fu/Fu_{,ref}$	W_{acum} (kNm)	$W_{acum}/W_{acum,ref}$	μ	μ/μ_{ref}
B	105,8	-	2,9	-	2,2	-
SB	132,8	1,3	6,6	2,3	2,9	1,3

Where F_u - Ultimate experimental load; W_{acum} - Energy dissipated, corresponding to the area under the force-displacement diagram; μ - ductility coefficient, as the ratio between ultimate and yielding displacement

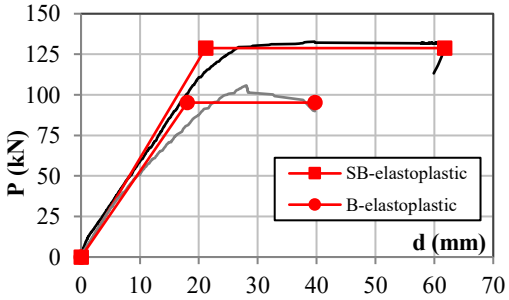


Figure 7. Idealised elastoplastic diagram of the experimental specimens

Comparing with Gião [14], who carried out an experimental campaign of monotonic tests on four RC beams, with 2.0 m span, aiming to evaluate a unidirectional fibre reinforced grout (UFRG) jacketing effectiveness. The strengthening solutions of the compressed zones tested were: replacing the covering (VSrec) and jacketing (VEnc) with 3% in volume of UFRG - and the respective reference beams (VR1 and VR2). Fig. 8 shows the force-displacement diagrams.

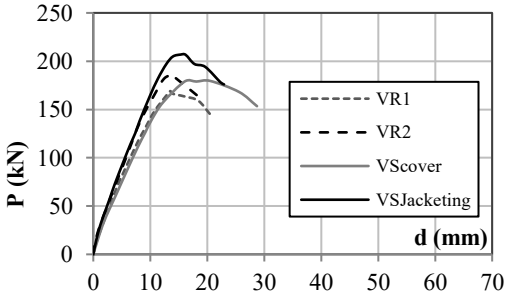


Figure 8. Force-displacement diagram (Gião [14])

In Table 5 performance evaluation parameters are presented for the experimental specimens

Table 5 – Performance evaluation parameters (Gião [14])

	Fu (kN)	*Fu/Fu,ref*	*W_{acum} (kNm)*	*$W_{acum}/W_{acum,ref}$*	μ	μ/μ_{ref}
VR_1	169,3	-	2,5		1,9	
V_{Srec}	180,5	1,1	3,9	1,6	2,4	1,2
VR_2	186,6	-	2,5		1,8	
V_{Enc}	207,1	1,1	3,4	1,4	2,0	1,1

4.- CONCLUSIONS

RC beam strengthened with FRG jacketing presented evident performance improvements. Discrete fibre reinforced grout (DFRG) jacketing prompt an improvement in strength and ductility of approximately 30% and the dissipated energy was 2.3 times greater than the reference beam. When compared with UFRG, the use of DFRG led to an increase in the strengthening effectiveness. Thus, the application of this material as a thin jacketing shown to be attractive and interesting as a seismic strengthening solution of structural elements, such as beams and columns, promoting ductile behaviours, with greater dissipated energy capacity, improving the overall seismic structural performance.

REFERENCES

[1] NP EN1998-1 (2009): Eurocódigo 8 - Projeto de estruturas para resistência aos sismos. Parte1: Regras gerais, ações sísmicas e regras para edifícios. Lisboa: IPQ.

[2] Pampanin, S. (2005): Emerging Solutions for High Seismic Performance of Precast-Prestressed Concrete Buildings - Journal of Advanced Concrete, V.3, Nº.2.

[3] Bracci, J.M.; Reinhorn, A.M., Mander, J.B. (1995): Seismic Resistance of Reinforced Concrete Frame Structures Designed for Gravity Loads: Performance of Structural System, ACI Structural Journal, V.92, Nº.5.

[4] Kam, W.Y.; Pampanin, S.; Bull, D. (2010): Selective Weakening and Post-tensioning for Retrofit of Non-Ductile R.C. Exterior Beam-Column Joints, 14th European Conference of Earthquake Engineering, Ohrid, Republic of Mazedonia.

[5] Ireland, M.G.; Pampanin, S.; Bull, D.K. (2006): Concept and Implementation of a Selective Weakening Approach for the Seismic Retrofit of R.C. Buildings, New Zealand Society of Earthquake Engineering Conference.

[6] Barros, J.A.O. (1996): Estado-de-Arte dos Betões Reforçados com Fibras. Revista de Engenharia Civil. Universidade do Minho, Nº.3.

[7] Naaman, A.E. (2007): High Performance Fibre Reinforced Cement Composites: Classification and Applications. CBM-CI International Workshop, Karachi, Pakistan.

[8] Billington, S.L. and Yoon, J.K. (2004): Cyclic Response of Precast Bridge Columns with Ductile Fibre-reinforced Concrete," ASCE Journal of Bridge Engineering V.9, Nº.4, 353-363.

[9] Shannag, M.J.; Alhassan, M.A. (2005): Seismic Upgrade of Interior Beam-Column Sub-assemblages with High-Performance Fibre-Reinforced Concrete Jackets. ACI Structural Journal, V.102, Nº.1,130-138.

[10] Dogan, E.; Krstulovic-Opara, N. (2003): Seismic retrofit with continuous slurry-infiltrated mat concrete jackets. ACI Structural Journal, V.100, Nº.6, 713-722.

[11] Fischer, G.; Li, V.C. (2003): Intrinsic Response Control of Moment-Resisting Frames Utilizing Advanced Composite Materials and Structural Elements. ACI Structural Journal, V.100, Nº.2, pp166-176.

[12] Sarmiento, P.A.; Torres, B.; Ruiz, D.M.; Alvarado, Y. A.; Gasch, I.; Machuca, A.F. (2019): Cyclic behaviour of ultra-high-performance fibre reinforced concrete beam-column joint. Structural Concrete. 20:348–360. Doi: 10.1002/suco.201800025.

[13] Lim, C.; Jeong, y.; Kim, J.; Kwon, M. (2022): Experimental study of reinforced concrete beam-column joint retrofitted by CFRP grid with ECC and high strength mortar. Construction and Building Materials. 340-127694; Doi: 10.1016/j.conbuildmat.2022.127694.

[14] Gião. A.R. (2012): Ligação viga - pilar de alto desempenho sísmico. PhD Thesis, FCT-UNL.

[15] Gião, R., Lúcio, V., & Chastre, C. (2023). Innovative Seismic Strengthening Techniques to Be Used in RC Beams' Critical Zones. Buildings, 13(1), 95. https://doi.org/10.3390/buildings13010095

[16] EN 1015-11 (1999): Methods of test for mortar for masonry - Part 11: Determination of flexural and compressive strength of hardened mortar. Brussels: CEN.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Influence of sisal fiber treatment on the physical and mechanical properties of mortars

Augusto Carlos Gomes da Silva [(1)], Adriana Gomes de Oliveira [(1)], Amauri Ernesto Gomes [(2)], Pedro Serna [(3)], Patrícia Prediger [(1)], Luísa Andréia Gachet [(1)], Jefferson Bettini [(4)], Rosa Cristina Cecche Lintz [(1)]

[(1)] Faculty of Technology, State University of Campinas (UNICAMP), Brazil.
[(2)] Federal University of Itajubá (UNIFEI), Brazil.
[(3)] Del Hormigón Institute of Science and Technology, Polytechnic University of Valencia (UPV), Spain.
[(4)] Brazilian Center for Research in Energy and Materials (CNPEM), Brazil.

ABSTRACT

The use of fiber-reinforced concrete and mortar has been consolidated as a promising alternative in civil construction. The combination of lightweight aggregates with natural fibers has emerged as a sustainable and technically viable solution, contributing to the development of high-performance materials. This study investigates mortar mixtures containing expanded vermiculite and rubber waste as lightweight aggregates, associated with the incorporation of sisal fiber treated in sodium carbonate solution. Physical properties, such as void ratio, water absorption and specific mass, and mechanical properties, including compressive and flexural tensile strength, dynamic modulus of elasticity and damping ratio, were analyzed. The results allowed us to understand the effects of chemical treatment on the fiber-cementitious matrix interaction, showing improvements in the material properties when compared to other treatment methods described in the literature.

KEYWORDS: Alternative materials, Mortars, Sisal fibers.

1.- INTRODUCTION

The growing demand for sustainable and high-performance materials in civil construction has driven the search for innovative solutions, providing satisfactory mechanical performance and reducing environmental impacts. In this context, the use of cementitious composites reinforced with natural fibers has stood out as a promising alternative, due to its technical feasibility, low cost, renewability and reduced environmental impact [1] [2].

Sisal fiber has good mechanical properties, abundant availability and compatibility with the cement-based matrix [3] [4], enabling its use as reinforcement in cementitious composites. However, durability and fiber-matrix adhesion still represent challenges, requiring the use of treatments to improve this interface [1] [5] [6] [7] [8].

One of the promising methods in this regard is the immersion of fibers in a sodium carbonate solution, which can promote modifications to the fiber surface, increasing its roughness and fiber-cementitious matrix interaction [1].

In addition to fiber reinforcement, the use of lightweight aggregates such as expanded vermiculite and rubber waste has been explored as a way to reduce the specific mass of composites, increase thermal efficiency and contribute to the sustainability of the construction sector [9] [10]. The incorporation of rubber waste, for example, contributes to the reuse of materials that are difficult to degrade and can provide special properties such as greater dynamic damping and impact absorption [11].

Thus, the combination of natural fibers treated with recycled lightweight aggregates represents an innovative and sustainable strategy for the production of high-performance mortars and concretes, with potential application in several construction sectors. This study investigates the effects of incorporating sisal fiber treated in sodium carbonate solution in mortars containing expanded vermiculite and rubber waste, focusing on the physical and mechanical properties, aiming to understand the effects of the treatment on the fiber-cementitious matrix interaction.

2.- MATERIALS AND METHODOLOGY

The materials used were Portland cement CPV-ARI, silica fume, natural sand, rubber waste, expanded vermiculite, superplasticizer additive, drinking water, 30 mm long sisal fibers and 5% sodium carbonate solution. The quantity of materials for the preparation of 10 liters of mortar is shown in Table 1.

Table 1. Quantity of materials for making mortar

Mortars	Cement	Silica	Sand	Rubber	Vermiculite	SP	Water	Fibers
	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)	(kg)
M-0SF-0-CS	6.18	1.236	12.360	-	-	0.0927	2.78	-
M-10SF-30-CS	6.18	1.236	11.125	0.266	0.105	0.0927	2.78	0.100
M-20SF-30-CS	6.18	1.236	11.125	0.266	0.105	0.0927	2.78	0.200

2.1.- Fiber treatment

The sisal fibers were subjected to a 10-minute bath at a temperature of 50°C to remove the mucilage. After drying, the treatment began, which consisted of immersing the fibers in a solution of distilled water with 5% sodium carbonate for 24 hours. After this period, the fibers were immersed in deionized water to remove the sodium ions and dried at room temperature. They were then cut into 30 mm pieces. Before being incorporated into the mortar, the fibers were saturated in water, drained for 10 minutes and evenly coated in silica.

2.2.- Mortar production

The mortars were mixed in a mortar mixer and cylindrical specimens measuring 50 x 100 mm and prismatic specimens measuring 40 x 40 x 160 mm were molded. The fibers were incorporated into the mortar slowly and gradually to avoid entanglement. The specimens were cured in accordance with ABNT NBR 13279:2005 and ABNT NBR 7215:2019, until the date of the tests.

3.- PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF MORTARS

3.1.- Void ratio, absorption and specific mass (cylindrical)

The physical properties of the mortars, such as void index, water absorption and specific mass, were analyzed following the precepts of ABNT NBR 9778:2009 in cylindrical test specimens. The void index directly influences the density and permeability of the material, affecting both its mechanical strength and durability. To determine the void index, Eq. (1) was used. Where I_{v} = void index ; m_{sat} = mass saturated (g); m_{s} = mass after oven drying for 72h (g) and m_{i} = mass immersed (g).

$$I_V = \frac{m_{sat} - m_s}{m_{sat} - m_i} \text{ x } 100 \quad (1)$$

Water absorption, in turn, is related to the porosity of the mortar and can impact the degradation of fibers over time. To determine the absorption Eq .(2) was used . Where A= absorption ; m_{sat} = mass saturated with dry surface (g) and m_{s} = mass after oven drying for 72h (g).

$$A = \frac{m_{sat} - m_s}{m_s} \text{ x } 100 \quad (2)$$

The actual specific mass corresponds to the density of the solids that make up the mortar, disregarding the presence of voids in the matrix. To determine the absorption, Eq. (3) was used. Where ρ_{r} = actual specific mass; m_{s} = mass after drying in an oven for 72h (g) and m_{i} = immersed mass (g).

$$\rho_r = \frac{m_s}{m_s - m_i} \quad (3)$$

3.2.- Compressive and tensile flexural strength

To determine the compressive and tensile flexural strength, 6 prismatic specimens were molded for each mortar mix, according to ABNT NBR 13279:2005, and tested at 7 and 28 days. Eq. (4) was used to determine the flexural tensile strength, where R_{f} = flexural tensile strength (MPa); F_{f} = load applied vertically at the center of the prism (N); L = distance between supports (mm).

$$R_f = \frac{1{,}5\, F_f\, L}{40^3} \tag{4}$$

And Eq.(5) to determine the compressive strength of the mortars, where R_c = compressive strength (MPa); F_c = maximum applied load (N) and 1600 = cross-sectional area of the test specimen considered square (40 mm x 40 mm).

$$R_c = \frac{F_c}{1600} \tag{5}$$

3.3.- Dynamic elastic modulus and damping

For the precise and non-destructive characterization of the modulus of elasticity (Young's modulus) and dynamic damping of the fiber-based mortars, the Impulse Excitation Technique, also known as the natural vibration frequency method, as recommended by ABNT NBR 8522-2 (Figure 1), was used. The analysis was conducted for the fundamental and longitudinal flexural modes, allowing the evaluation of the material's stiffness under different deformation conditions. The results were obtained using the Sonelastic® System (Computer with Sonelastic® Software version 6.1, ADAC signal digitizer, CA-DP acoustic sensor, SA-BC support for bars and cylinders, and medium manual pulsator).

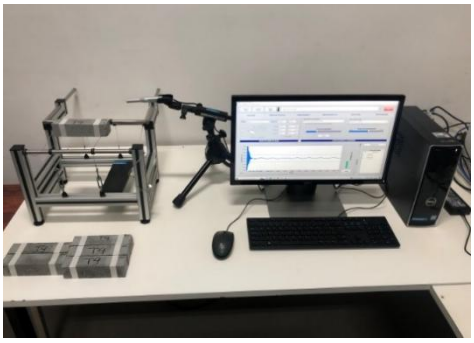


Figure 1. Equipment used to determine the modulus of elasticity

4.- RESULTS

4.1.- Physical properties

The results obtained in the tests to evaluate the physical properties of mortars following ABNT NBR 9778:2009 are shown in Table 2. Mortar M-10SF-30-CS compared with the mix M-20SF-30-CS presented the lowest void index (18.84%) and absorption (9.97%) values at 28 days, which shows lower matrix porosity. Consequently, this sample also presented one of the highest specific mass values (2.33 g/cm³). In contrast, sample M-20SF-30-CS, with the highest fiber content and length of 30 mm, presented the highest void index (21.37%) and absorption (12.08%) at 28 days, in addition to the lowest specific mass (2.25

g/cm³). These results suggest that the excess of long fibers hinders adequate mixing and contributes to the formation of voids and water absorption channels.

Mortars	Void Index (%)		Absorption (%)		Specific Mass (g/cm³)	
	7 days	28 days	7 days	28 days	7 days	28 days
M-0SF-0-CS	11.57	11.53	5.30	5.44	2.47	2.40
M-10SF-30-CS	19.99	18.84	10.64	9.97	2.35	2.33
M-20SF-30-CS	22.03	21.37	12.37	12.08	2.28	2.25

Table 2. Physical properties of mortars.

4.2.- Mechanical properties

The results obtained in the flexural tensile strength and compression tests are presented in Table 3. It can be observed that sample M-20SF-30-CS, with 20 kg/m^3 of 30 mm sisal fibers, at 28 days, presented the lowest resistance values, both in compression (39.37 MPa) and in flexural tensile strength (6.38 MPa), indicating that the simultaneous increase in the content and length of the fibers may compromise the integrity of the cement matrix, possibly due to packaging problems and a higher incidence of voids or adhesion failures.

Table 3. Mechanical properties of mortars.

Mortars	Compressive Strength (MPa)				Flexural tensile strength (MPa)			
	7 days	SD*	28 days	SD*	7 days	SD*	28 days	SD*
M-0SF-0-CS	62.00	±3.56	69.78	±2.10	9.92	±0.77	9.49	±0.75
M-10SF-30-CS	39.32	±1.54	46.89	±2.27	5.45	±0.52	6.69	±0.68
M-20SF-30-CS	30.78	±2.74	39.37	±2.24	5.29	±0.71	6.38	±0.33

*SD - standard deviation

Table 4 presents the results obtained for the modulus of elasticity and damping. The M-10SF-30-CS mortar compared with the mix M-20SF-30-CS, presented a gain in the Elasticity Modulus of 11% and a decrease of 10% in the damping ratio.

Table 4. Modulus of elasticity and damping ratio.

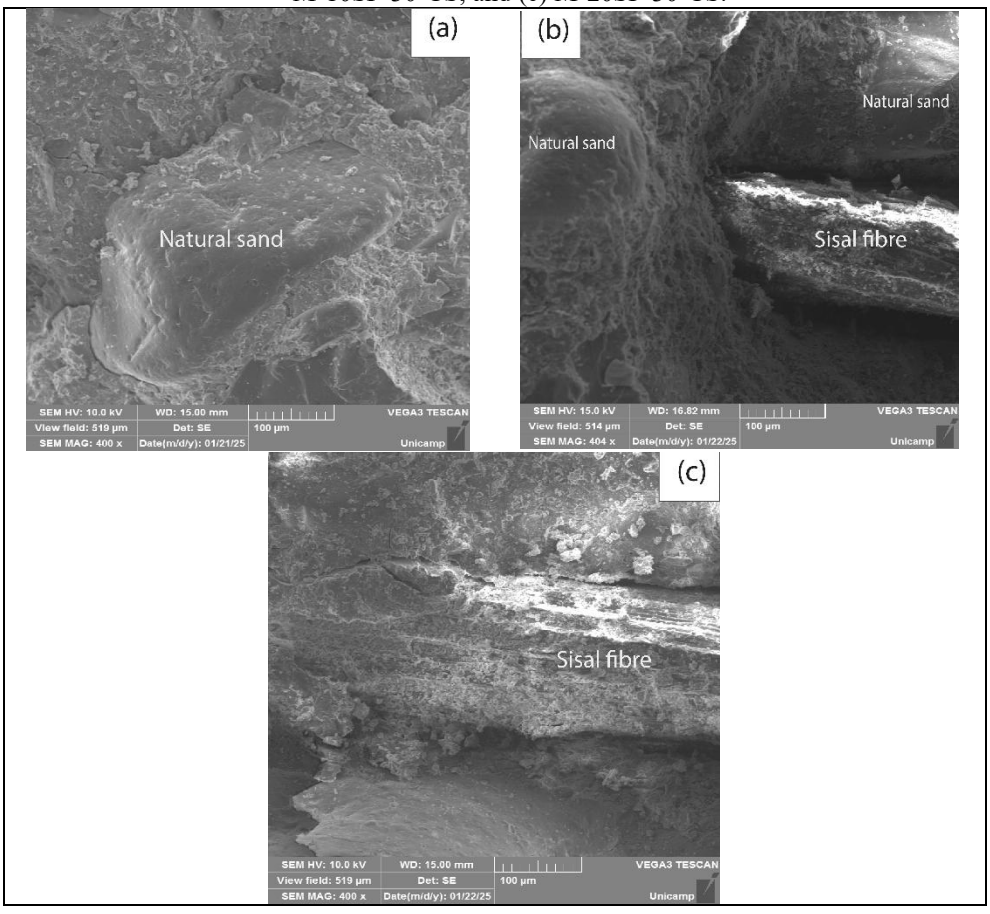
Mortars	Modulus of elasticity (GPa)		Damping ratio	
	Longitudinal 28 days	Flexural 28 days	Longitudinal 28 days	Flexural 28 days
M-0SF-0-CS	33.39	32.37	0.00350	0.00381
M-10SF-30-CS	26.89	25.87	0.00346	0.00371
M-20SF-30-CS	24.12	23.37	0.00383	0.00402

4.3.- Scanning electron microscopy

As illustrated in Figure 2, scanning electron microscopy (SEM) images were obtained from samples extracted 28 days after the compressive strength test. The fragments were cut to approximately 5 mm in diameter, allowing their proper positioning on the surface of the support (stub), and subsequently metallized with gold in order to improve electrical conduction and enable images with greater definition to be obtained.

In Figure 2(a), it can be observed that the reference mix (M-0SF-0-CS) presents a relatively smooth topographic surface, with few visible pores, evidenced by the low contrast between the gray tones. In contrast, Figures 2(b) and 2(c), corresponding to mixes M-10SF-30-CS and M-20SF-30-CS, reveal more irregular surfaces with greater contrast in tones, indicating the accentuated presence of pores and voids in the cement matrix. This characteristic is related to the incorporation of expanded vermiculite, rubber particles and sisal fibers, as already reported by the increase in the void index in Table 2. Other studies also report this behavior [12].

Figure 2. SEM images of mortar mixtures at 100 μm magnification: (a) M-0SF-0-CS; (b) M-10SF-30-CS; and (c) M-20SF-30-CS.



5.- CONCLUSION

The incorporation of sisal fibers treated with sodium carbonate in lightweight mortars demonstrated a significant impact on both the mechanical and physical properties of the composites. It was observed that the M-10SF-30-CS mortar compared to M-20SF-30-CS has the best results in terms of compressive strength, flexural tensile strength and good longitudinal and flexural modulus of elasticity ratio, demonstrating efficient fiber-cementitious matrix interaction, being promising for applications in sustainable construction elements with adequate physical-mechanical performance.
Regarding the damping ratio, the M-20SF-30-CS mortar presented the highest values compared to the other mortars tested, proving to be suitable for specific applications, where there is dynamic stress.

ACKNOWLEDGEMENTS

This work has been supported by the following Brazilian research agencies: Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) - Finance Code 001; Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) (proc. 310375/2020-7 and proc. 309102/2023-5) and Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) (proc. 2022/08986-1 and proc. 21/11380-5). The authors also thank the Postgraduate Program in Technology of University of Campinas (UNICAMP).

REFERENCES

[1] Wei, J., Meyer, C., 'Improving degradation resistance of sisal fiber in concrete through fiber surface treatment', Applied Surface Science 289 (2014) 511-523. https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2013.11.024

[2] Ren, G., Chen, T., Gao, X., Su, A., 'Insights into thermal stability and interface bond performance of sisal fiber in ultra-high performance concrete under different curing conditions', Cement and Concrete Composites 137 (2023) 104910. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2022.104910

[3] Yimer, T., Gebre, A., 'Effect of fiber treatments on the mechanical properties of sisal fiber-reinforced concrete composites', Advances in Civil Engineering (2023), 2293857. https://doi.org/10.1155/2023/2293857

[4] Ren, G., Gao, X., Zhang, H., 'Utilization of hybrid sisal and steel fibers to improve elevated temperature resistance of ultra-high performance concrete', Cement and Concrete Composites, 130 (2022) 104555.
https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2022.104555

[5] Ren, G., Wang, J., Wen, X., Gao, X., 'Using sol-gel deposition of nanosilica to enhance interface bonding between sisal fiber and ultra-high performance concrete', Cement and Concrete Composites 133 (2022) 104705.
https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2022.104705

[6] Ferreira, S.R., Silva, F.A., Lima, P.R.L., Toledo Filho, R.D., 'Effect of hornification on the structure, tensile behavior and fiber matrix bond of sisal, jute and curauá fiber cement based composite systems', Construction and Building Materials, 139 (2017) 551-561. http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.10.004

[7] Shalwan, A., Alajmi, M., Alajmi, A., 'Insulation Characteristics of Sisal Fibre/Epoxy Composites', International Journal of Polymer Science, 2017, 7312609. https://doi.org/10.1155/2017/7312609

[8] Priyadharshini, S., Ramakrishna, G. 'A novel approach for the rheological behaviour of polymer modified untreated and treated sisal fibre reinforced cement mortar composites', Materials Today: Proceedings, 5 (2018) 12927-12939. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.02.278.

[9] Hancharoen, K., Kamhangrittirong, P., Suwanna, P., 'Improvement of natural fiber cement composite for roofing applications through addition of waste tire rubber: An investigation of the physical, mechanical, thermal, and acoustic properties', Cleaner Materials, 13 (2024) 100265. https://doi.org/10.1016/j.clema.2024.100265

[10] Corredor-Bedoya, A.C., Zoppi, R.A., Serpa, A.L., 'Composites of scrap tire rubber particles and adhesive mortar – noise insulation potential', Cement and Concrete Composites, 82 (2017) 45-66. http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2017.05.007

[11] Gomes, A.E., Gachet, L.A., Lintz, R.C.C., Melo, L.N.M., Osório, W.R., 'Hooked-end steel fibers affecting damping ratio of modified self-compacting concrete with rubber and marble/granite additions', Materials 17 (2024) 5717. https://doi.org/10.3390/ma17235717.

[12] Batista, L.S. et al., 'Mechanical and Acoustic Performance of Concrete Containing Vermiculite and Rubber', Materials Research 26 (2023) e20230011. https://doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2023-0011

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Compósito Cimentício de Alta Ductilidade: Otimização de Propriedades Mecânicas com Fibras de Polipropileno e Sílica Ativa

Miguel Batista de Oliveira[(1)], Romel Dias Vanderlei[(2)]

[(1)] Instituto Federal do Paraná, Campus Foz do Iguaçu, Brasil.
[(2)] Universidade Estadual de Maringá, Brasil.

RESUMO

A adição de fibras aos materiais cimentícios tem promovido avanços significativos no controle de fissuração e melhoria da resistência à tração, aumentando a ductilidade de compósitos cimentícios. Este trabalho apresenta o desenvolvimento de um compósito cimentício de alta ductilidade (CDRF) utilizando materiais acessíveis no estado do Paraná, como cimento CP-V ARI, areia natural, sílica ativa e fibras de polipropileno de alta tenacidade. O objetivo foi criar um material sustentável e de alto desempenho, inspirado nos *Engineered Cementitious Composites* (ECC), para aplicações estruturais e *retrofit* sísmico. Foram desenvolvidos 16 traços experimentais com diferentes proporções de fibras (0% a 3%) e sílica ativa (0% a 50%). Ensaios de compressão, módulo de elasticidade e tração na flexão foram realizados conforme a norma RILEM TC 162-TDF. Os resultados mostraram que o traço contendo 2% de fibras e 10% de sílica ativa apresentou o melhor desempenho, combinando resistência à compressão de 45 MPa e comportamento *strain-hardening* com formação de microfissuras controladas. A sílica ativa foi fundamental para melhorar a interface fibra-matriz, enquanto o superplastificante garantiu homogeneidade na mistura. O compósito demonstrou alta capacidade de absorção de energia e ductilidade, características essenciais para estruturas submetidas a esforços extremos. Conclui-se que o compósito desenvolvido alia sustentabilidade e desempenho mecânico, sendo uma solução promissora para o setor da construção civil. Estudos futuros poderão explorar o uso de fibras recicladas e cimentos com menor pegada de carbono, ampliando a aplicabilidade deste material inovador.

PALAVRAS-CHAVE: compósito cimentício, fibras de polipropileno, ductilidade, ECC, sustentabilidade.

1.- INTRODUÇÃO

A construção civil é um dos maiores consumidores de recursos naturais, representando cerca de 40% do consumo global de matérias-primas e sendo responsável por uma parcela significativa das emissões de dióxido de carbono (CO_2) no mundo [1]. Em resposta a esses desafios, o desenvolvimento de materiais cimentícios sustentáveis tem se tornado uma prioridade no setor. Dentre as inovações recentes, os compósitos cimentícios reforçados com fibras (CFR) destacam-se como soluções viáveis para melhorar a durabilidade e o desempenho estrutural, ao mesmo tempo em que minimizam os impactos ambientais [2].

Os *Engineered Cementitious Composites* (ECC), desenvolvidos por Li *et al*. [2], são exemplos notáveis dessa classe de materiais. Conhecidos por seu comportamento de *strain-hardening* e capacidade de formar microfissuras múltiplas, os ECCs apresentam vantagens significativas em termos de resistência à tração, ductilidade e durabilidade. Essas características tornam os ECCs ideais para aplicações em elementos estruturais sujeitos a condições severas, como zonas sísmicas e pontes [3]. No entanto, a disseminação dos ECCs enfrenta desafios, como os altos custos associados às fibras sintéticas e a dependência de insumos importados [4].

No Brasil, esforços têm sido realizados para adaptar os conceitos de ECC ao contexto local, utilizando materiais disponíveis no mercado interno. A incorporação de sílica ativa, um subproduto da indústria do silício metálico, tem se mostrado eficaz na melhoria das propriedades mecânicas e na redução da porosidade da matriz cimentícia [5]. Além disso, o uso de fibras de polipropileno, amplamente disponíveis e de baixo custo, é uma alternativa viável para substituir fibras sintéticas mais caras, como as de PVA (álcool polivinílico) ou fibras metálicas [6].

A combinação desses materiais possibilita a criação de compósitos cimentícios de alta ductilidade reforçados com fibras (CDRF), que podem ser aplicados em diversas situações, desde o reforço de estruturas existentes até a construção de novos elementos com maior eficiência e durabilidade. Estudos anteriores demonstraram que o uso de sílica ativa e fibras de polipropileno aumenta significativamente a resistência à tração e o controle de fissuração em concretos convencionais, o que reforça o potencial desses materiais para aplicações mais exigentes [7].

Este estudo tem como objetivo desenvolver um CDRF utilizando materiais locais disponíveis no estado do Paraná, explorando suas propriedades mecânicas e sua viabilidade econômica. A pesquisa aborda a adaptação de técnicas consagradas em compósitos cimentícios avançados, como os ECCs, para a realidade brasileira, contribuindo para a disseminação de tecnologias mais acessíveis e sustentáveis no setor da construção civil.

2.- MATERIAIS E MÉTODOS

Os materiais utilizados neste estudo foram selecionados com base em sua disponibilidade local e propriedades adequadas para compor um material cimentício de alta ductilidade. O cimento CP-V ARI foi escolhido devido à sua alta resistência inicial, essencial para alcançar o desempenho mecânico desejado. Este cimento foi fornecido por produtores do Paraná, garantindo qualidade e proximidade logística. A areia natural utilizada foi extraída do Rio Paraná, classificada como areia média, e submetida a processos de peneiramento e secagem para garantir uniformidade granulométrica. A sílica ativa, incorporada em teores de 5% a 50%, foi escolhida pela sua capacidade de densificar a matriz cimentícia, melhorando a ligação fibra-matriz e aumentando a resistência à tração. As fibras de polipropileno de alta tenacidade (Figura 1), adicionadas em proporções de 0% a 3%, foram fundamentais para o

controle de fissuração e aumento da ductilidade. Além disso, utilizou-se um aditivo superplastificante à base de policarboxílico para assegurar trabalhabilidade adequada, mesmo com baixa relação água/cimento.



Figura 1. Fibra de Polipropileno de alta tenacidade

A metodologia experimental seguiu as diretrizes da norma RILEM TC 162-TDF, amplamente reconhecida para a caracterização de materiais cimentícios reforçados com fibras. Optou-se por seguir os procedimentos da RILEM TC 162-TDF, conforme amplamente adotado na literatura de ECCs. Reconhece-se, no entanto, que a norma europeia EN14651 atualmente representa a regulamentação vigente para avaliação de resistências residuais em flexão, especialmente em materiais com comportamento *strain-softening*.

Inicialmente, foram preparados 16 traços diferentes, variando os teores de fibras e sílica ativa, para investigar seus efeitos nas propriedades mecânicas do compósito, o quadro 1 apresenta a dosagem desenvolvida. Os materiais foram homogeneizados em misturadores de alta eficiência, garantindo a uniformidade das amostras. A moldagem dos corpos de prova foi realizada em formas prismáticas medindo 15x15x50 cm e cilíndricas 10x20 cm, respeitando os parâmetros definidos pelas normas técnicas.

Quadro 1 - Composição para produção do compósito

Material	**Característica**	**Massa especifica**	**Dosagem utilizada**
Cimento CP-V ARI	Pulverulento	3,15 kg/dm³	1,0
Areia	Média/ seca	2,65 kg/dm³	2,0
Sílica Ativa	Não Densificada	2,22 kg/dm³	5%, 10% e 50% em relação a massa de cimento
Aditivo Superplastificante Rheoset TecFlow 9030			*0,8 em relação ao material cimentício

Fibra de Polipropileno (PP)			1%, 2% e 3% em relação a massa de material cimentício
a/mc		1	0,6
Consumo de cimento (kg/m³)			
*A dosagem do superplastificante (a/mc) foi baseada no ensaio de compatibilização pelo funil Marsh			

Para avaliar o desempenho mecânico dos compósitos, foram conduzidos ensaio de compressão realizado nos corpos de prova cilíndricos, conforme as especificações da ABNT NBR 5739, determinando a resistência à compressão máxima para cada traço. Já o ensaio de tração na flexão foi conduzido em corpos de prova prismáticos entalhados, utilizando dispositivos para medição do deslocamento vertical e abertura de fissuras (CMOD) (Figura 2). Este ensaio permitiu avaliar o comportamento *strain-hardening* dos compósitos, bem como sua capacidade de formação de microfissuras múltiplas.

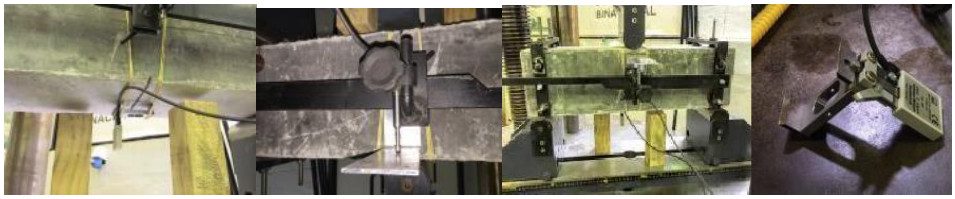


Figura 2. Clip Gauge instalado junto ao entalhe no corpo de prova; Transdutor de deslocamento instalado no aparelho Yoke; Corpo de prova com aparelho Yoke e os dispositivos instalados; Clip Gauge a ser utilizado para CMOD, respectivamente.

Além disso, foram analisados os efeitos das diferentes proporções de fibras e sílica ativa na trabalhabilidade das misturas, utilizando o ensaio de abatimento (*slump test*) para ajuste da consistência das amostras e controle rigoroso da relação água/cimento e da dosagem do superplastificante, garantindo que todas as misturas apresentassem boa fluidez e coesão.

Os dados obtidos nos ensaios foram analisados estatisticamente, comparando os diferentes traços quanto à resistência à compressão. A análise dos gráficos força-deslocamento permitiu identificar o traço mais eficiente em termos de desempenho mecânico e sustentabilidade, considerando também a viabilidade econômica para aplicação prática.

3.- RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados obtidos demonstram a eficácia do compósito cimentício reforçado

com fibras no aprimoramento das propriedades mecânicas. Apesar de apresentar valores absolutos inferiores, o traço com 2% de fibras e 10% de sílica ativa demonstrou melhor comportamento global em termos de ductilidade e fissuração (Figura 3). Em termos de

resistência à compressão, o compósito atingiu um valor médio de 45 MPa, superior ao exigido em muitas aplicações estruturais convencionais. Essa resistência elevada é atribuída à ação combinada da sílica ativa, que promoveu uma matriz mais densa, e das fibras de polipropileno, que atuaram no controle da propagação de fissuras.

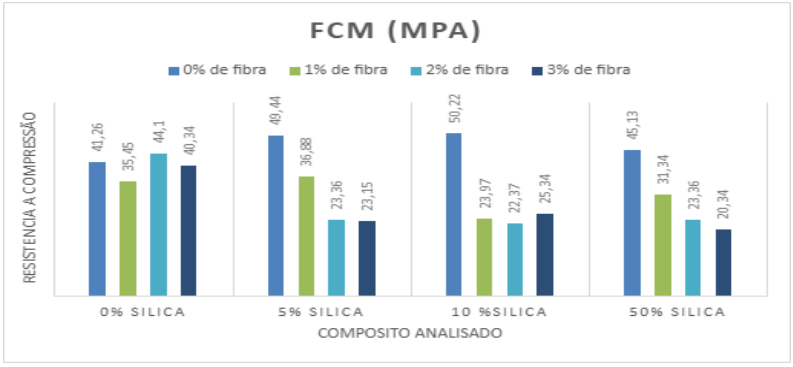


Figura 3. Análise da resistência à compressão pela adição de sílica ativa e fibras.

No ensaio de tração na flexão, observou-se um comportamento típico de *deflection- hardening*, caracterizado pela formação de múltiplas microfissuras antes da ruptura final (Figura 4). Este comportamento é desejável, pois promove maior segurança estrutural, redistribuindo esforços após o início da fissuração. Os corpos de prova com 2% de fibras exibiram uma capacidade de absorção de energia significativamente superior aos demais traços, destacando-se como um material altamente dúctil e resistente.

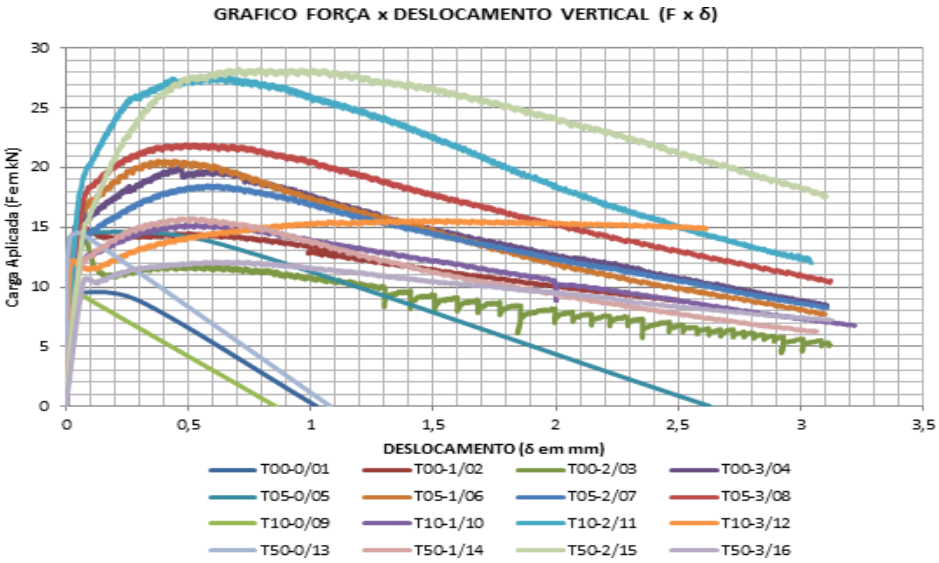


Figura 4. Gráfico Força x Deslocamento vertical do compósito.

O módulo de elasticidade, por sua vez, mostrou-se consistente com os valores esperados para materiais cimentícios reforçados. A presença de sílica ativa e fibras influenciou positivamente na rigidez do material, garantindo um equilíbrio entre resistência e deformabilidade (Figura 5). Observou-se que teores de fibras superiores a 2% não proporcionaram ganhos adicionais significativos, enquanto proporções de sílica ativa acima de 15% resultaram em aumento de custos sem benefícios expressivos no desempenho.



Figura 5. Fissuramento do CDRF após carregamento.

A trabalhabilidade das misturas foi avaliada pelo ensaio de abatimento, com resultados indicando boa fluidez e coesão em todas as amostras. O uso de superplastificante foi essencial para manter a consistência adequada, especialmente em misturas com altos

teores de sílica ativa. Durante os ensaios, não foram observados problemas de segregação ou exsudação, evidenciando a qualidade das misturas produzidas.

Os resultados indicam comportamento promissor, embora mais estudos sejam necessários para confirmar seu desempenho em aplicações estruturais. Estas propriedades tornam o material adequado para uma ampla gama de aplicações, incluindo zonas sísmicas, *retrofit* de estruturas existentes e elementos pré-moldados submetidos a altas solicitações.

4.- CONCLUSÕES

O estudo sobre compósitos cimentícios reforçados com fibras de polipropileno revelou *insights* significativos sobre o potencial de modificação das propriedades mecânicas de materiais cimentícios. A investigação demonstrou que a adição de fibras, especialmente na dosagem de 2%, representa uma estratégia promissora para aprimorar características fundamentais do material.

Os resultados evidenciaram que as fibras de polipropileno atuam primordialmente no controle de fissuração e na absorção de energia, contribuindo substancialmente para a ductilidade do compósito. Diferentemente das expectativas iniciais, não se observou ganhos significativos na resistência à compressão, mas foi notável a melhoria no comportamento mecânico pós-fissuração.

A incorporação de sílica ativa revelou-se um parâmetro complexo, com comportamento não linear. Dosagens elevadas de sílica não proporcionaram melhorias na resistência mecânica tradicional, entretanto, em percentuais moderados, contribuíram para o travamento das fibras e densificação da matriz cimentícia.

A pesquisa destaca a importância de uma abordagem multiparamétrica no desenvolvimento de compósitos, considerando não apenas métricas convencionais de resistência, mas também características como ductilidade, tenacidade e capacidade de absorção de energia. Os achados apresentam potencial significativo para o desenvolvimento de materiais de construção mais resilientes e sustentáveis.

Os resultados indicam comportamento promissor do compósito, especialmente em termos de *deflection-hardening*, o que pode contribuir para aplicações que exijam maior absorção de energia. No entanto, ressalta-se que caracterizações mais completas, como ensaios de tração uniaxial, serão necessárias para validar plenamente seu desempenho em situações estruturais críticas.

AGRADECIMIENTOS

Ao Instituto Federal do Paraná Campus Foz do Iguaçu, ao Laboratório de Tecnologia do Concreto da Itaipu e às empresas de materiais de construção que apoiaram a pesquisa.

REFERÊNCIAS

[1] MEHTA, P. K.; MONTEIRO, P. J. M. Concreto: Microestrutura, Propriedades e Materiais. São Paulo: Ibracon, 2014.

[2] LI, V. C. Engineered Cementitious Composites (ECC) - Material, Structural, and Durability Performance. Michigan: University of Michigan, 2007.

[3] NAAMAN, A. E. High Performance Fiber Reinforced Cement Composites. Concrete International, 2007.

[4] RILEM TC 162-TDF. Test and Design Methods for Steel Fibre Reinforced Concrete. Materials and Structures, 2002.

[5] ISAIA, G. C.; GASTALDINI, A. L. G.; MORAES, R. Aspectos Técnicos da Utilização de Sílica Ativa em Concretos de Cimento Portland. Revista Engenharia Civil, 2003.

[6] GARCEZ, M. R.; FIGUEIREDO, A. D. Concretos Reforçados com Fibras. São Paulo: Pini, 2009.

[7] BENTUR, A.; MINDESS, S. Fiber Reinforced Cementitious Composites. London: CRC Press, 2007.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Influencia de las Macrofibras Sintéticas en Elementos Estructurales de Hormigón Armado

ROSHDESTWENSKY, Kristel [(1)(2)]; CORONEL, Lourdes [(1)(3)]; GALASSI, Bruno [(1)(2)]; WANDELOW, Gonzalo [(1)] y ZERBINO, Raúl [(4)]

[(1)] UNNE Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional del Nordeste, Argentina.

[(2)] MELMIX Hormigones de Nelson Melli Construcciones SA, Argentina.

[(3)] UNIGE Università di Genova, DICCA, Italia.

[(4)] CONICET Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas / LEMIT Laboratorio de Entrenamiento Multidisciplinario para la Investigación Tecnológica, Argentina.

RESUMEN

En construcciones de hormigón, un material frágil con baja capacidad de deformación, es habitual la formación de fisuras, siendo necesaria la introducción de armaduras de acero principal y/o secundaria para sobrellevar los esfuerzos de tracción. La introducción de fibras mejora la capacidad de deformación y controla el proceso de propagación de las fisuras, generando un aporte estructural. Varios reglamentos o códigos de diseño aún no contemplan este beneficio, pero si contemplan su contribución el *fib* Model Code 2010 y su actualización *fib* Model Code 2020, principalmente en base a experiencias con fibras metálicas, pero abiertas a otros tipos de fibras. En este trabajo se estudian diferentes elementos estructurales de hormigón con y sin refuerzo de macrofibras sintéticas, como aporte principal ante solicitaciones de corte o secundario de repartición. Vigas, losas de viguetas y tubos fueron cargados hasta la rotura, registrando carga máxima, inicio y propagación de fisuras y respuesta carga-deformación con el objetivo de compararlos con las resistencias de diseño teóricas y analizar la colaboración estructural de la incorporación de macrofibras sintéticas.

PALABRAS CLAVE: hormigón reforzado con fibras; macrofibras sintéticas; comportamiento estructural, códigos de diseño.

1.- INTRODUCCIÓN

Los Hormigones Reforzados con Fibras (HRF) constituyen hormigones de alta performance ampliamente utilizados en pavimentos, elementos prefabricados, pisos industriales y revestimientos de túneles [1]. Uno de los mayores avances de los últimos años, que han contribuido al surgimiento de nuevas aplicaciones de los HRF, ha sido la elaboración de criterios de diseño estructural y su inclusión en códigos de diseño [2]. Uno de los más destacados es el *fib* Model Code 2010 y su reciente actualización el *fib* Model Code 2020, basados principalmente sobre experiencias con fibras de acero, pero abiertos a otros tipos

de fibras ya que se plantea el concepto prestacional del HRF, independiente del material de las fibras y las dosis adoptadas. En Argentina, el diseño y uso de HRF aún no está incorporado en los reglamentos vigentes CIRSOC 201-05 (basado en ACI CODE 318-05), pero si se mencionan en el proyecto de reglamento CIRSOC 201-24 (basado en ACI CODE 318-19) actualmente en discusión pública, solo para el caso de fibras metálicas en dosis (en volumen) mayores a 0,75% para estructuras solicitadas al corte como alternativa para evitar el uso de armadura mínima [3]. Basados en la mayor experiencia adquirida en los últimos años, la introducción de fibras mejora la capacidad de deformación para todo tipo de solicitaciones y controla el proceso de propagación de las fisuras, que se traduce en una mayor durabilidad de las estructuras, especialmente útil en ambientes agresivos, generando además un aporte estructural pudiendo optimizar las secciones de hormigón o acero. La manera más adecuada de evaluar la performance de un HRF es por la capacidad residual a flexotracción que le confiere al hormigón la incorporación de un dado tipo y dosis de fibras [4].

En la actualidad existe gran variedad de fibras fabricadas con diferentes aceros, materiales poliméricos y vidrio entre otras, que representan alternativas muy interesantes para ser utilizadas tanto en la construcción, refuerzo o reparación de estructuras. Según el tipo de aplicación específica, la trabajabilidad requerida y equipamiento disponible para el manejo del material en estado fresco, el medio ambiente al que será expuesto y demás requisitos, el proyectista seleccionará la alternativa más adecuada de fibra [2]. Entre las ventajas que pueden motivar la combinación del HRF con el hormigón armado (HA) convencional se encuentran mejoras en costos relacionados con el suministro y ahorros de tiempo de construcción en el armado y colocación de barras de refuerzo, beneficios en la salud y seguridad en los operarios durante su manipuleo, la solución a problemas derivados a la difícil o incluso imposible ubicación del refuerzo y aumentos de ductilidad o tenacidad estructural requerida a menudo en construcciones antisísmicas.

Como parte de un programa de investigación desarrollado con el objetivo de explorar las ventajas del uso de HRF en elementos de HA, este artículo analiza la contribución de bajos contenidos de macrofibras sintéticas en el comportamiento a flexión de losas de viguetas pretensadas, tubos de alcantarilla y a cortante de distintos tipos de vigas.

2.- PROGRAMA EXPERIMENTAL

2.1.- Elementos estructurales analizados

2.1.1.- Vigas de hormigón armado solicitadas al corte

Se fabricaron vigas de 121x191x1200 mm de HA con armadura longitudinal y sin armadura de corte. Las mismas fueron ensayadas a flexión con carga en los tercios 4PL (a/d = 2) o en el centro 3PL (a/d = 3), sobre una luz de 1000 mm (ver Figura 1). De esta manera se estudia la respuesta de estructuras próximas al límite a/d = 2,5, relación entre (a) distancia apoyo - carga y (d) altura útil que divide vigas cortas de vigas esbeltas [5]. La armadura longitudinal utilizada es la necesaria para que se espere una falla por corte. Se estudiaron

tres mezclas: una de hormigón sin fibras (HB1) y dos que incorporaban 3 kg/m³ de distintos tipos de macrofibras sintéticas (F1 o F2) en la misma matriz (HB1-F1 y HB1-F2).

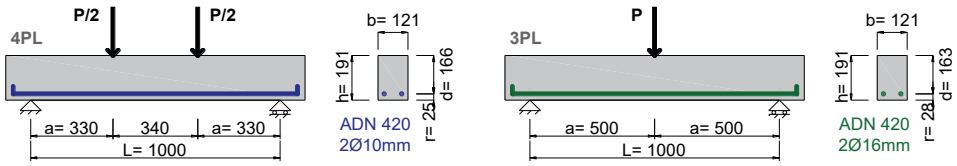


Figura 1. Geometrías de vigas solicitadas al corte (medidas en mm).

2.1.2.- Losas de viguetas pretensadas solicitadas a flexión

Se elaboraron losas de 1000x180x3800 mm alivianadas de viguetas pretensadas (H50 con armadura tesa adecuada a la luz de trabajo) y bloques de poliestireno expandido, ensayadas a flexión con carga en los tercios (ver Figura 2) sobre una luz de 3600 mm según IRAM 11551-1 (basada en ISO 9882). Se analizaron los comportamientos ante cargas equivalentes a las de servicio, midiendo flecha a la mitad de la luz, y carga máxima que provoca la rotura.

Se estudiaron cinco alternativas de capa de compresión: hormigón simple (HB2), dos de HA con armadura de repartición ADN 420 de 5 mm cada 30 cm (HB2- As1 0,65 cm^2/m) y de 6 mm cada 15 cm (HB2- As2 1,88 cm^2/m), y otras dos con HRF incorporando 3 kg/m³ de distintas macrofibras sintéticas (F1 o F2) en la misma matriz (HB2-F1 y HB2-F2). No existiendo actualmente una normativa nacional específica, el refuerzo de acero adoptado cumple con la cuantía mínima de 0,5 cm^2/m recomendada según EN 15037-1. Además esta normativa, establece que si la carga no excede 2,5 kN/m² y la luz de la losa es menor a 6 m se permite reemplazar la malla por fibras de refuerzo, como las macrofibras sintéticas.

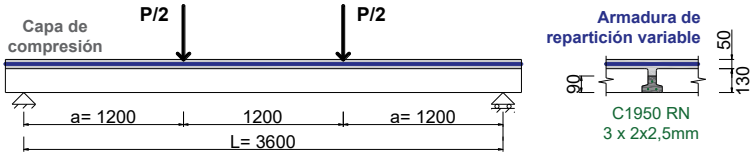


Figura 2. Geometrías de losas alivianadas solicitadas a flexión (medidas en mm).

2.1.3.- Tubos de alcantarilla solicitadas a compresión

Se fabricaron tubos de hormigón de 400 mm y 600 mm de diámetro interior (ver Figura 3). Los mismos son ensayados a compresión hasta la rotura con una carga a la mitad de la longitud del caño según IRAM 11629 (basado en ASTM C-76 M). Para cada diámetro se evaluaron tres alternativas de refuerzos del hormigón HB3: armadura de repartición, macrofibra sintética (F1) con una dosificación de 4 kg/m^3, y una combinación de ambas. Las armaduras transversales y longitudinales dependen del diámetro interior según IRAM 11629.

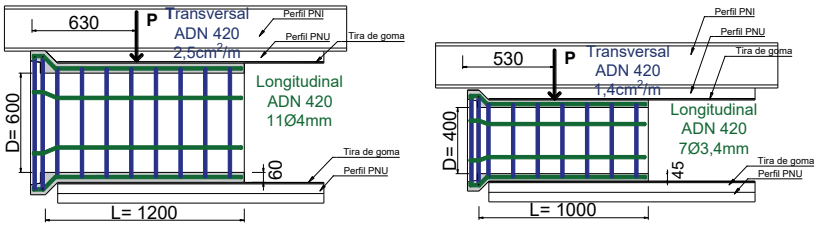


Figura 3. Detalle de tubos de alcantarilla solicitados a compresión (medidas en mm)

2.2.- Materiales utilizados

Tres hormigones base fueron elaborados con CPF 40, arena silícea natural de MF 2,3 y piedra basáltica triturada de TMN 19 mm. En Tabla 1 se presentan la relación agua / cemento, el contenido unitario de cemento, el asentamiento de diseño, el porcentaje de agregados, la resistencia a la compresión (f'_c) en probetas cilíndricas de 100×200 mm (IRAM 1546 basada en ASTM C39/39M) y la resistencia a flexión (f'_L) en probetas prismáticas de 150×150×600 mm (IRAM 1547 basada en ASTM C78) de los hormigones utilizados.

Se incorporaron dos tipos de macrofibras de polipropileno (ver Figura 4), F1 monofilamento de 0,6 mm de diámetro y longitud 49 mm, y F2 multifilamento de 0,4 mm de diámetro equivalente y longitud 50 mm. Con el fin de mejorar la trabajabilidad y la capacidad de llenado en elementos prefabricados, se adoptaron bajos contenidos de fibras. La Figura 4 muestra las curvas tensión – apertura de fisura (CMOD) obtenidas a partir de ensayos de flexión (EN 14651), exceptuando las mezclas HB3-F1 y HB2-F2 que no han podido caracterizarse por razones de logística. Se presentan las tensiones del primer pico (f_L) y las tensiones residuales para CMOD iguales a w_1= 0,5 mm y w_3= 2,5 mm (f_{R1}, f_{R3}).

Tabla 1. Características de los hormigones base utilizados.

Designación	*Relación a/c*	*CUC [kg/m³]*	*Asentamiento [cm]*	*Agregados [%]*		*f'c [MPa]*	*f'L [MPa]*
				Fino	*Grueso*		
HB1	0,5	350	10 ± 2	40	60	38.3	4.10
HB2	0,6	280	15 ± 3	48	52	20.0	3.24
HB3	0,3	340	2 ± 1	53	47	38.3	4.62

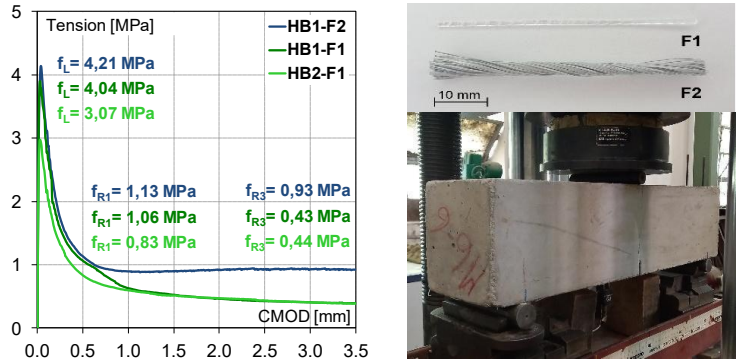


Figura 4. Curvas tensión-apertura de fisura en ensayos de flexión de los HRF.

3.- CÁLCULO DE LA RESISTENCIA DE DISEÑO O SIMULACIÓN NUMÉRICA

3.1.- Vigas de hormigón armado solicitadas al corte

La determinación de la resistencia de diseño al corte del hormigón (Vc) dependerá de si la viga está gobernada por regiones B o por regiones D [5]. En vigas cortas predominan regiones D (a/d < 2), las cargas se transmiten mediante acción de arco con fuerzas en el plano y se considera el equilibrio del modelo biela - tirante que mejor se adapte a la estructura. En vigas más largas predominan regiones B (a/d > 2,5), las cargas se transmiten mediante acción de viga con una distribución lineal de deformaciones y se considera el mecanismo resistente establecido por el equilibrio de la fisura inclinada por corte.

Para estimar las cargas de rotura de las vigas estudiadas al corte se aplican CIRSOC 201-05 y CIRSOC 201-24 para HA. Mientras que para HRF en regiones B es aplicable *fib* Model Code 2010 (modelos según Eurocódigo 2 o Modified Compression Field Theory) y *fib* Model Code 2020, caracterizándolo por su resistencia residual a partir de ensayos de flexión (EN 14651). En regiones D para HRF no existen una normativa particular, pero si el antecedente de resistencias superiores por mayor influencia del efecto arco en comparación con HA.

3.2.- Losas de viguetas pretensadas solicitadas a flexión

El comportamiento estructural en servicio se analizó mediante el método de elementos finitos (MEF) con el software Code Aster v22, replicando el proceso constructivo: tesado de viguetas, colado de la capa de compresión y secuencia de carga según norma IRAM 11551-1. La armadura se modeló bajo el criterio de Von Mises y el hormigón como material elastoplástico perfecto, sin capacidad de representar el comportamiento post-fisuración. Por ello, el análisis se limitó a la carga en la que se pierde la linealidad en tracción, asociada al inicio de la fisuración. Se utilizaron elementos hexaédricos, barra y placa para las viguetas, acero de tesado y capa de compresión respectivamente, optimizando el costo computacional.

Las cargas de rotura de las losas alivianadas de viguetas pretensadas se determinaron según CIRSOC 201-05, ídem a CIRSOC 201-24. La malla de repartición y el refuerzo de fibras en la capa de compresión no cumplen una función estructural, por ello no se considera en la resistencia de diseño. No obstante, tanto la malla como las fibras cumplen un rol importante para el control de fisuración por efectos de contracción y temperatura como así también de repartición de cargas, favoreciendo un mejor comportamiento en general de la losa.

3.3.- Tubos de alcantarilla solicitados a compresión

Los tubos de hormigón son ensayados según el tipo de refuerzo utilizado, incluyendo HRF, de acuerdo con las secuencias de carga establecidas en EN 1916. En la Tabla 2 se observan las cargas exigidas en IRAM 11629 – Clase 1. El comportamiento estructural se evaluó mediante el MEF con el software Code Aster v22, empleando elementos hexaédricos 3D para la integración numérica. El hormigón se modeló como material elastoplástico perfecto, sin capacidad de representar el ablandamiento posterior a la fisuración, por lo que el análisis se limitó a la carga en la que se pierde linealidad en tracción. Esta carga fue interpretada como la correspondiente al inicio de la fisuración.

Tabla 2. Cargas mínimas exigidas para tubos en ensayo según IRAM 11629 / Clase 1.

Diámetro [mm]	*Espesor [mm]*	*Longitud [mm]*	*Carga de fisuración [t/m]*	*Carga de rotura [t/m]*
400	45	1000	2,000	3,000
600	60	1200	3,000	4,500

4.- ANÁLISIS DE RESULTADOS Y DISCUSIONES

4.1.- Vigas de hormigón armado solicitadas al corte

La Figura 5 compara la carga máxima teórica según códigos de diseño para regiones B o D, y la carga real promedio medida en los ensayos. Para vigas con relación a/d = 2 los modelos de región D se ajustan mejor, la incorporación de fibras mejora la acción de arco, aumentando considerablemente la resistencia al corte, incluso en el caso de HB2-F1 con baja resistencia residual. Esto puede ser especialmente útil para vigas de gran altura, cabezal de pilotes, ménsulas cortas, entre otros. Sin embargo, para una relación a/d = 3, solo HB2-F2 con alta resistencia residual aumentó la resistencia al corte. El aumento de la resistencia al corte (Vc) al usar HRF se podría aprovechar para reducir armadura de corte necesaria (Vs).

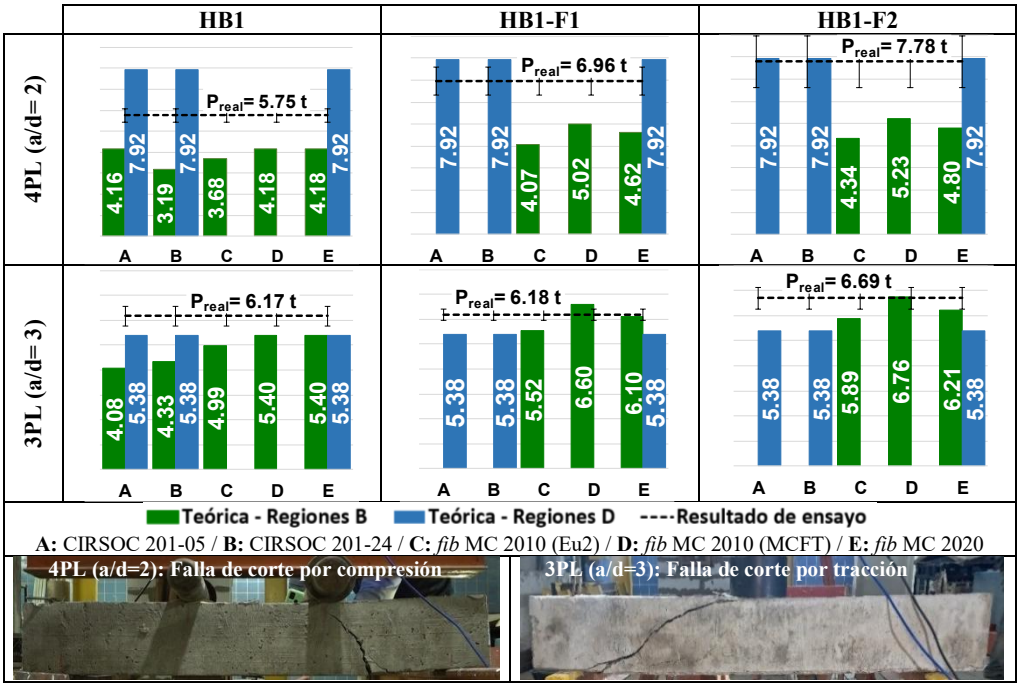


Figura 5. Cargas [t] de rotura teóricas y reales medidas en ensayos de vigas al corte.

4.2.- Losas de viguetas pretensadas solicitadas a flexión

En la Figura 6 se presenta las curvas carga-deformación en servicio y en la Figura 7 las cargas de rotura de las distintas alternativas de capa de compresión. Con la incorporación de fibras se observa una mejora significativa respecto al hormigón simple, pero solo el HB2-F1 es comparable a las alternativas de armadura de repartición. En términos de deformación en servicio, el pico como la residual fueron menores que las alternativas de HA, donde la armadura trabaja tras la fisuración mientras que las fibras contribuyen antes. En estado limite último, se registró un incremento promedio de resistencias respecto al teórico del orden del 67% para el refuerzo con armadura de repartición y del 33% para el de macrofibras sintéticas.

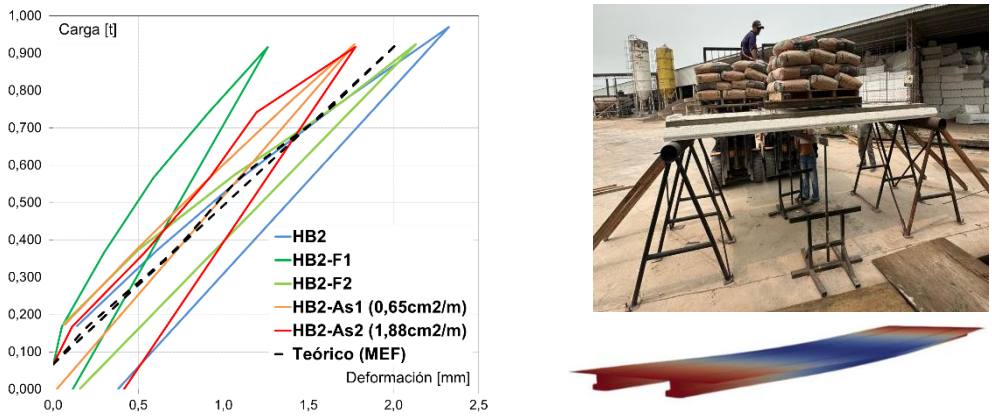


Figura 6. Curvas carga-deformación teórica y medidas en ensayo de flexión de losas.

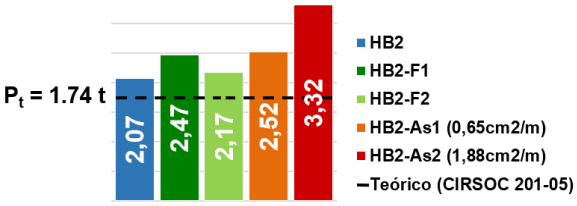


Figura 7. Carga [t] de rotura teórica y reales medida en ensayos de losas a flexión.

4.3.- Tubos de alcantarilla solicitados a compresión

La Figura 9 muestran un desempeño diferencial en los ensayos según la geometría del tubo y el tipo de refuerzo. En todos los casos se alcanzó la carga de fisuración mínima exigida, pero únicamente los reforzados con armadura de repartición cumplieron con la carga de rotura, mientras que los reforzados solo con fibras presentaron una falla frágil. En tubos de 400 mm, de menor espesor, se presentaron nidos de abeja y fisuras reflejando armaduras (ver Figura 8) en los HRF, lo que explica la peor performance general de las opciones con fibra. En los tubos de 600 mm, la combinación de malla y fibras fue la mejor alternativa, superando las cargas mínimas requeridas y mejorando el cierre de fisuras tras la descarga. Esto indica que la efectividad del HRF depende del espesor del tubo, por posibles defectos de fabricación, siendo más favorable en secciones robustas y en combinación con armadura convencional.

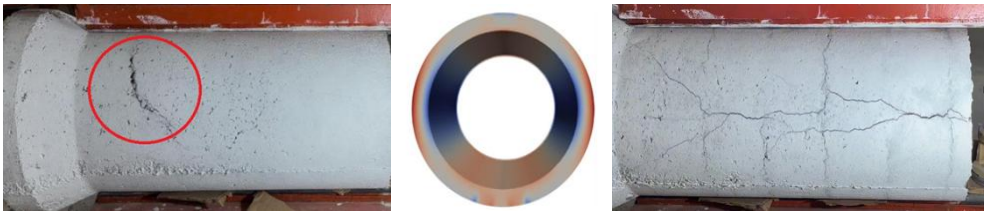


Figura 8. Ensayos de compresión de tubos: Defectos en tubos de HRF, tensiones máximas Syy en modelación numérica y localización de fisuras luego de la falla.

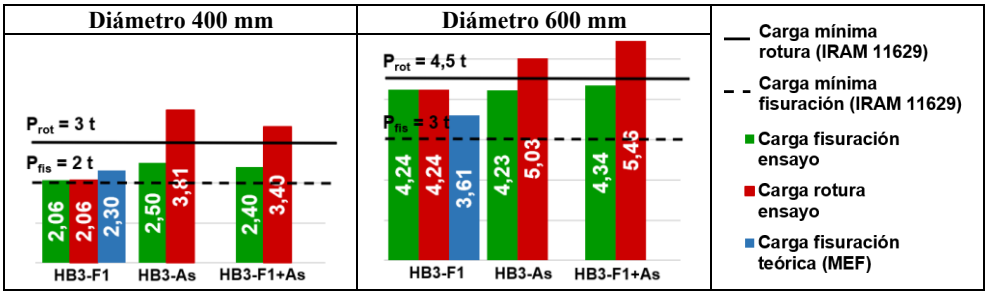


Figura 9. Cargas [t] de rotura y fisuración, teóricas y medidas en ensayos de tubos.

4.4.- Análisis comparativo de las alternativas

En vigas solicitadas al corte con falla por compresión (a/d= 2) y en capa de compresión de losas se observa que aun con el empleo de HRF poliméricas de baja resistencia residual las cargas de rotura aumentan, no siendo el único parámetro que evaluar. La rigidez de la fibra podría tener un efecto en el confinamiento del hormigón comprimido en estos casos.

Se realizó un análisis económico teniendo en cuenta costos de materiales y mano de obra en el norte de Argentina, comparando las alternativas de macrofibras sintéticas con los refuerzos de armaduras. En las vigas al corte, en promedio el HRF permite un ahorro del 24% respecto al refuerzo equivalente de estribos. El reemplazo de armadura de repartición por HRF en losas alivianadas de viguetas pretensadas representa un ahorro del 76% en la capa de compresión, mientras que en tubos de 400 mm y 600 mm es del 23% y 13% respectivamente.

5.- CONCLUSIONES

Se investigó el comportamiento de distintos elementos estructurales de hormigón con y sin refuerzo de macrofibras sintéticas en dosis bajas. Los resultados experimentales se compararon con los estimados mediante simulaciones numéricas o mediante normas de diseño tanto argentinas como internacionales. Las macrofibras sintéticas muestran un gran potencial para mejorar el desempeño al corte y repartición de cargas en servicio. Los resultados experimentales coinciden con las estimaciones de simulaciones numéricas y códigos internacionales, lo que confirma su fiabilidad.

REFERENCIAS

[1] Fernández M., 'Hormigones reforzados con fibras de acero', CSIC **342** (1982) 5-17.

[2] Zerbino R., 'Hormigón reforzado con fibras', 1ra Edn (AATH, 2020).

[3] Parra-Montesinos G., 'Shear strength of beams with deformed steel fibers', Concrete International, (2006). 57-67.

[4] Cuenca E., 'On shear behaviour of structural elements made of steel fiber reinforced concrete', PhD thesis, Universidad Politecnica de Valencia, (2012), 15-70.

[5] Wight J., MacGregor J., 'Reinforced concrete', 6ta Edn (Pearson Education, 2012).

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Magnetic-based assessment of fibre distribution in steel fibre reinforced concrete: experimental and statistical inference analysis

Nadia Quijano Arteaga[(1), (2)], Natividad García Troncoso[(2)], Francisco Moreira[(3)], Samantha Hidalgo Astudillo[(1)], Stanislav Aidarov[(4)], and Albert de la Fuente[(1)]

[(1)] Civil and Environmental Engineering Department, Universitat Politècnica de Catalunya (BarcelonaTECH), Barcelona, Spain, nadia.quijano@upc.edu, samantha.elizabeth.hidalgo@upc.edu, albert.de.la.fuente@upc.edu
[(2)] Facultad de Ingeniería en Ciencias de la Tierra (FICT), Escuela Superior Politécnica del Litoral, ESPOL, Campus Gustavo Galindo, Km 30.5 Vía Perimetral, Guayaquil,090902, Ecuador, nlgarcia@espol.edu.ec
[(3)] Facultad de Ciencias Naturales y Matemáticas (FCNM), Escuela Superior Politécnica del Litoral, ESPOL, Campus Gustavo Galindo, Km 30.5 Vía Perimetral, Guayaquil,090902, Ecuador, famoreir@espol.edu.ec
[(4)] Department of Project and Construction Engineering, Universitat Politècnica de Catalunya (BarcelonaTECH), Barcelona, Spain, stanislav.aidarov@upc.edu

ABSTRACT

The use of steel fibre reinforced concrete (SFRC) has gained popularity as a structural material. Construction stakeholders increasingly demand reliable and straightforward methods for quality control during SFRC production. To address this challenge, a statistical approach incorporating a non-destructive inductive method for fibre distribution assessment is proposed herein as a quality control strategy. To validate this approach, an experimental programme was conducted using SFRC mixes with fibre contents of 20 and 40 kg/m³. A total of 70 cubic specimens (35 for each fibre dosage) were analysed, and statistical tools—including descriptive analysis, goodness-of-fit tests (AIC and BIC), confidence intervals, and control charts—were applied to evaluate fibre content and distribution. The experimental results were analysed and used to prove the efficiency and robustness of a statistical quality control procedure for evaluating both the fibre content and distribution in SFRC. The integration of inductive measurements within a statistical control framework has been recently regulated into the UNE 83518:2004.

KEYWORDS: Statistical quality control, inductive method, steel fibre reinforced concrete (SFRC), quality control, experimental validation.

1.- INTRODUCTION

With the rapid global urbanization, concrete has become a widely used construction material. However, as infrastructure ages, issues related to cracking have become a growing concern due to their significant impact on the long-term durability and serviceability of structures [1]. In response to these challenges, fibre reinforced concrete (FRC) has gained increasing attention for its enhanced mechanical performance, particularly in terms of crack resistance, ductility, and post-cracking toughness [2], [3]. Steel and synthetic macrofibres

are those most frequently used as concrete reinforcement. In this regard, FRC with both the proper type and amount of fibres has proven to provide residual flexural strength capacity to bridge cracks and delay their propagation, thereby reducing or even eliminating the need for conventional reinforcement in some applications [4].

Within the field of steel fibre reinforced concrete (SFRC), the quality control of the amount of fibres is the focus of this contribution. In this sense, the quality control of SFRC has involved standardized tests, such as those outlined in UNE-EN 14721, which define procedures for evaluating both fresh and hardened concrete [5]. While these tests are effective, they tend to be time-consuming, labour-intensive, and susceptible to operator variability. In recent years, alternative approaches—such as non-destructive and semi-destructive techniques—have been proposed to address these limitations. For example, UNE-EN 83518:2004 introduces magnetic induction-based techniques to assess fibre content and orientation in a more rapid and less invasive manner [6].

Current structural codes acknowledge the need for flexibility in quality control procedures. They allow supervising authorities to accept alternative techniques at their discretion. These may include methods like the Multidirectional Double Punch Test (MDPT) on 150×150×150 mm experimental validation cubes to determine residual strength, or magnetic induction techniques to evaluate fibre content and distribution [7]. Manual methods, such as extracting and weighing fibres from crushed specimens, are also used, though they remain labour-intensive and highly dependent on the operator's skill.

This study highlights the importance of accurately monitoring fibre content in SFRC to ensure consistent structural performance. Traditional quality control methods, which often rely on minimum fibre dosage or limited sampling, are insufficient as they fail to account for variability in fibre distribution and orientation. The application of goodness-of-fit analysis strengthens quality control practices by identifying the most suitable probability distribution for fibre content, allowing for more precise monitoring of production consistency. This approach improves the detection of deviations or outliers and contributes to more robust acceptance criteria and decision-making in SFRC production [8], [9]. Therefore, the objective of this study is to validate a magnetic-based inductive method, integrated with statistical quality control tools, for accurately quantifying steel fibre content in SFRC and ensuring production consistency across varying dosage levels.

2.- EXPERIMENTAL PROGRAMME

2.1.- Materials components and mix design

The experimental program assessed hardened concrete specimens. Mixes were made with local materials, including CEM II/A-L 42.5 R cement, graded aggregates, and plasticisers to ensure low water/cement ratios and self-compacting properties. High-strength, single-hook steel fibres (60 mm × 0,9 mm, 1.550 N/mm² tensile strength) were added at 20 and 40 kg/m³ (M20, M40). Thirty-five 150 mm cubes were cast per dosage, with mix proportions shown in Table 9, and the specimen preparation process is shown in Figure 7.

Table 9. Concrete mixture (in kg/m^3)

Component	*M20*	*M40*
Cement	470	470
Sand 0/4 mm	1186	1186
Fine gravel 4/10 mm	169	169
Coarse gravel 10/20 mm	339	339
Water	188	188
Plasticizer 1	2,8	2,3
Plasticizer 2	4,2	5,4
Fibre	20	40



Figure 7. Steel fibre reinforced concrete mixes. a) Steel fibre, b) Slump test, c) and d) Production process of cubic test tubes.

2.2.- Testing procedure

The fibre content in the 150 mm test cubes was evaluated using a non-destructive inductive method. The technique proposed by Torrents et al.[10] involves measuring the change in inductance (ΔL) produced when a magnetic field is applied to a SFRC sample. This change is caused by the presence of steel fibres, which alter the magnetic field generated by a surrounding copper coil [11]. The inductance of each sample was measured along the three principal directions perpendicular to the cube faces, as illustrated in Figure 8a. This procedure yields three inductance values: ΔL_x, ΔL_y and ΔL_z, corresponding to the X, Y, and Z axes, respectively. The measurements were performed using the SmartFibreC® device, following the testing protocol strictly as defined in [10].

The experimental results indicate that the total inductance measured along the three axes (ΔL) exhibits a strong linear relation with fibre content, characterized by a proportionality constant *w* (see Figure 8). According to the established correlation, the sum of inductance across the three axes can be considered orientation-independent, thus providing a consistent estimation of fibre dosage. Conversely, differences among the three directional values reflect information about fibre orientation[10]. For the present study, the focus is limited to quantifying fibre content, and not orientation. Therefore, if a calibration curve for the specific fibre type has been previously established, the fibre content (C_f) can be estimated with an accuracy of up to 5% using a simple linear transformation, as expressed in Eq. 1 [6], [10] .

$$C_f = \omega \cdot \sum_{i=x,y,z} \Delta L_i = \omega \cdot \Delta L \quad (1)$$

3.- EXPERIMENTAL RESULTS AND DISCUSSION

3.1.- Fibre distribution assessment

Figure 8 (b) compares inductive method results with actual fibre content from destructive tests, showing strong relation among both variables for accurate estimation. With proper calibration, the method yields highly reliable fibre content data. It is important to note that the point (0,0) corresponds to an experimental measurement. Additionally, the 95% confidence interval for the slope to simple linear transformation is (2,44 – 3,02 kg/m³/mH).

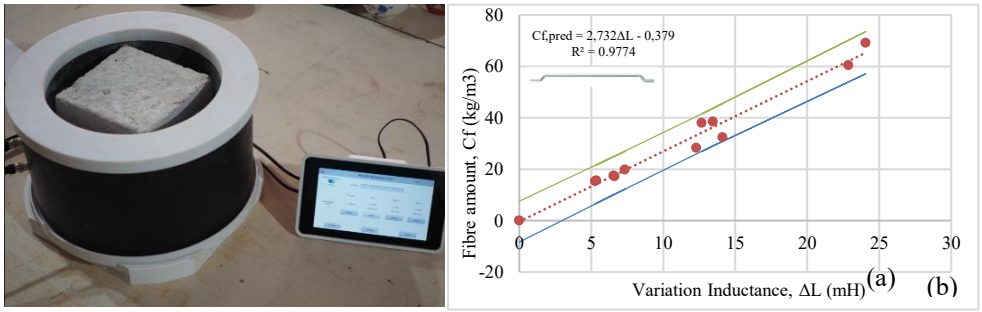


Figure 8. a) Inductive **method** and b) Relation between inductance change and fibre content

Based on the analysis of the data from the simple linear transformation, the prediction errors (ε_i) exhibit a random distribution around zero, indicating that the assumptions of independence and homoscedasticity are reasonably satisfied. The Q-Q plot of the residuals, shown in Figure 9, demonstrates that they follow a roughly normal distribution, with only slight deviations at the extremes, supporting the normality assumption. Furthermore, the predicted values closely match the observed data, and the residuals largely fall within the calculated prediction intervals, which are adequately narrow and centered. These results confirm that the simple linear regression model provides a good fit to the data and that the underlying statistical assumptions for reliable inference and prediction are met.

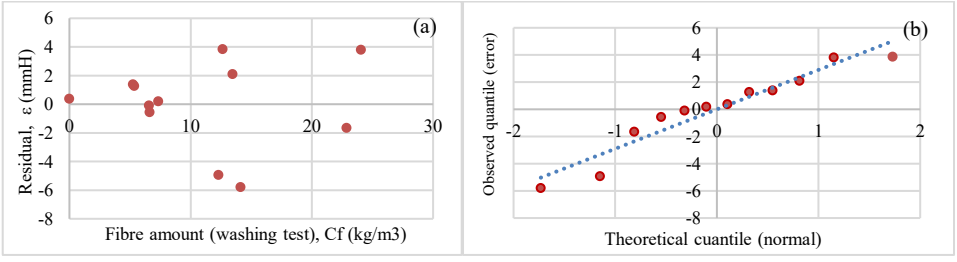


Figure 9. (a) The distribution of the prediction error and (b) the Q-Q diagram.

3.2.- Statistical analysis of fibre distribution

The statistical analysis of fibre distribution in M20 and M40, based on 35 test specimens each with nominal fibre contents of 20 kg/m³ and 40 kg/m³ respectively (using the same type of metallic fibres), shows that M40 has a higher mean fibre content (40.5 kg/m³) than M20 (21,3 kg/m³), which aligns closely with their target dosages. Table 10 shows that both distributions are slightly right-skewed, as seen by the median being lower than the mean. While M40 displays greater absolute variability (standard deviation of 7,8 kg/m³ vs. 4,7 kg/m³), M20 shows higher relative variability, with a coefficient of variation of 22,1% compared to 19,2% in M40. The interquartile range is wider in M40 (10,0 kg/m³ vs. 6,2 kg/m³), and its values range from 27,2 to 62,1 kg/m³, while M20 ranges from 13,9 to 33,2 kg/m³. These results indicate that although both mixtures reflect their intended fibre content on average, M20 presents greater proportional dispersion, whereas M40 achieves slightly better uniformity relative to its higher dosage.

Table 10. Descriptive Statistics of Fibre Content

Statistics	*M20*	*M40*
Number of test tubes (n)	35	35
Mean (kg/m^3)	21,3	40,5
Median (kg/m^3)	19,7	39,2
Standard Deviation (kg/m^3)	4,7	7,8
Coefficient of Variation (%)	22,1	19,2
Minimum (kg/m^3)	13,9	27,2
Maximum (kg/m^3)	33,2	62,1
Interquartile Range (kg/m^3)	6,2	10,0

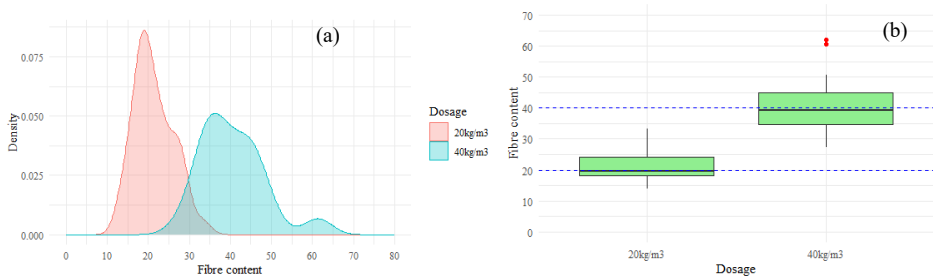


Figure 10. (a) Comparative Density Curves and (b) boxplot

Comparative density curves were used to analyse the distribution of the measured property across the M20 and M40 concrete mixes. Both distributions are slightly skewed to the right, with M20 showing greater relative variability. These curves provided a clear representation of the differences in central tendency and spread among the different mix types. The comparative distributions are illustrated in in Figure 10 (a) and (b).

3.3.- Statistical Process Control

The study followed a four-stage methodological framework to evaluate and statistically control steel fibre dosing in concrete mixtures. First, descriptive statistics were applied to assess central tendency, variability, and the distributional characteristics of the data.

Second, the best-fitting probability distribution -normal, log-normal, or gamma- was identified using goodness-of-fit criteria such as the Akaike Information Criterion (AIC) and the Bayesian Information Criterion (BIC). Third, confidence intervals were calculated based on the selected distribution to estimate the expected range of the mean fibre content. Finally, individual control charts were developed for each fibre dosage level (20 and 40 kg/m³) to evaluate the stability of the production process. This comprehensive approach enables accurate parameter estimation and supports effective quality control by aligning statistical tools with the actual behaviour of the data. The analysis was carried out using the R software.

3.3.1.- Goodness-of-fit

Table 11. Goodness-of-fit results

Goodness of Fit Criterion	*Distribution*	*20 kg/m³*	*40 kg/m³*
Akaike's Information Criterion	Normal (MLE)	210,7	245,7
	Log-Normal (MLE)	208,2	241,6
	Gamma (MLE)	208,6	242,6
Bayesian Information Criterion	Normal (MLE)	213,8	248,9
	Log-Normal (MLE)	211,3	244,8
	Gamma (MLE)	211,7	245,8

The goodness-of-fit analysis, based on Akaike's Information Criterion (AIC) and Bayesian Information Criterion (BIC), indicates that the log-normal distribution provides the best fit for the data across all concrete mixes (20 and 40 kg/m³). Specifically, the log-normal model consistently shows the lowest AIC and BIC values among the three tested distributions—Normal, Log-Normal, and Gamma—as presented in Table 11. These results suggest that the log-normal distribution provides a better fit to the underlying behaviour of the measured property compared to alternative models.

3.3.2.- Confidence intervals

Table 12 and Figure 11 presents the estimated mean fibre content values along with their corresponding 95% confidence intervals (CI) for the M20 and M40 concrete mixtures. The results clearly show that the mean fibre dosage for M20 is 21,3 kg/m³ (95% CI: 19,75–22,87 kg/m³), while for M40 it is significantly higher at 40,5 kg/m³ (95% CI: 38,04–43,02 kg/m³). These intervals reflect the targeted fibre dosages used in each mix, confirming that M40 contains approximately twice the fibre content of M20.

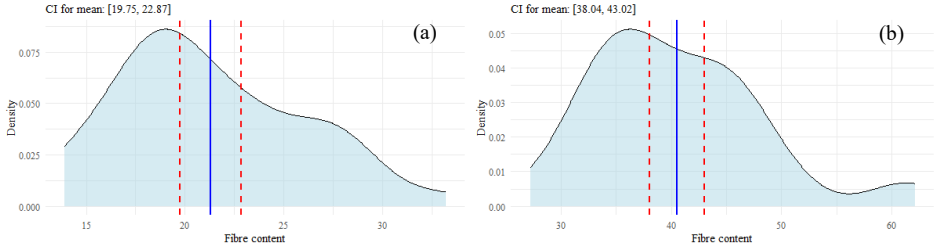


Figure 11. Confidence intervals for: (a) M20 and (b)M40

It is worth noting that in all cases, the theoretical fibre content falls within the estimated confidence intervals, meaning that the experimental measurements are statistically consistent with the target dosages. This supports the validity of the inductive method, and the statistical model used for estimating fibre content in the concrete mixtures.

Table 12. Confidence intervals

Sample Type	*Mean (kg/m³)*	*95% CI (kg/m³)*
M20	21,3	19,75 – 22,87
M40	40,5	38,04 – 43,02

3.3.2.- Control charts

Individual control charts, shown in Figure 12, were developed for the M20 and M40 concrete mixtures, based on 35 measurements of steel fibre content (kg/m³) for each dosage level. For M20, with a central line (CL) set at 20 kg/m³, the control limits were UCL = 31.04 kg/m³ and LCL = 8.96 kg/m³. One out-of-control point (sample 34) was detected, suggesting a potential special cause of variation. For M40, the CL was 40 kg/m³, with control limits of UCL = 59.92 kg/m³ and LCL = 20.08 kg/m³, and two points (samples 27 and 35) exceeded the upper limit. Overall, the data remained within expected control ranges, indicating the process is statistically stable.

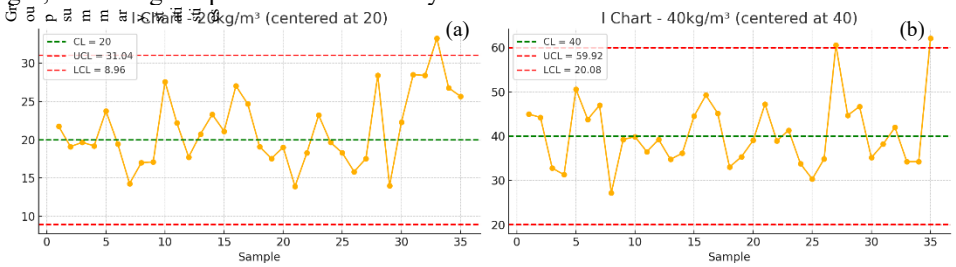


Figure 12. Control charts for: (a) M20 and (b)M40

4.- CONCLUSIONS

Based on the experimental findings and the statistical inference analyses performed, the following conclusions can be drawn:

- The results show a strong correlation between the inductive method and the actual fibre content, confirming its reliability when properly calibrated. The 95% confidence interval for the slope (2,44–3,02 kg/m³/mH) supports a consistent linear relationship. Residual and normality analyses confirm that the assumptions of linear regression are met, indicating that the model is statistically robust and suitable for accurate prediction.
- Among the probability models evaluated, the log-normal distribution consistently provided the best fit, supporting its application for probabilistic modelling of fibre amount within-batch distribution in concrete.
- Statistical quality control methods, including confidence interval estimation and control chart analysis, provided valuable insights into process consistency.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the support of the project HALF2, funded by the Agència de Gestiód'Ajuts Universitaris i de Recerca (AGAUR, 2023PROD00189). The contributions of Bekaert S.A. are also recognised.

REFERENCES

[1] ACI Comite 544.3R, "Guide for specifying , proportioning , and production of fiber-reinforced concrete," *American Concrete Institute*, 2008.

[2] R. Hay and C. P. Ostertag, "Influence of transverse cracks and interfacial damage on corrosion of steel in concrete with and without fiber hybridization," *Corros Sci*, vol. 153, pp. 213–224, Jun. 2019, doi: 10.1016/j.corsci.2019.03.020.

[3] J. hang Shi, J. Xia, R. jie Wu, K. yu Chen, J. Wang, and Y. yi Hoo, "Non-destructive testing method of fiber content in steel fiber reinforced concrete based on magnetization loss," *J Magn Magn Mater*, vol. 586, Nov. 2023, doi: 10.1016/j.jmmm.2023.171205.

[4] A. E. Naaman, "Engineered Steel Fibers with Optimal Properties for Reinforcement of Cement Composites," 2003.

[5] "UNE-EN-14721:2006+A1:2009, 'Test method for metallic fibre concrete. Measuring the fibre content in fresh and hardened concrete.,' Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR)".

[6] "UNE-83518:2004, 'Concrete with fibers. Determination of fiber content in samples of fiber reinforced concrete using inductive method,' Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR)".

[7] P. Pujadas, A. Blanco, S. H. P. Cavalaro, A. De La Fuente, and A. Aguado, "Multidirectional double punch test to assess the post-cracking behaviour and fibre orientation of FRC," *Constr Build Mater*, vol. 58, pp. 214–224, May 2014, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.02.023.

[8] G. Gautam and D. Gaurav Shukla, "Development of Probability Distribution Functions for Material Utilization in Road Construction Projects," 2025.

[9] M. A. Stephens, "EDF statistics for goodness of fit and some comparisons," *J Am Stat Assoc*, vol. 69, no. 347, pp. 730–737, 1974, doi: 10.1080/01621459.1974.10480196.

[10] J. M. Torrents, A. Blanco, P. Pujadas, A. Aguado, P. Juan-García, and M. Á. Sánchez-Moragues, "Inductive method for assessing the amount and orientation of steel fibers in

concrete," *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 45, no. 10, pp. 1577–1592, Oct. 2012, doi: 10.1617/s11527-012-9858-6.

[11] S. H. P. Cavalaro, R. López, J. M. Torrents, and A. Aguado, "Improved assessment of fibre content and orientation with inductive method in SFRC," *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 48, no. 6, pp. 1859–1873, Jun. 2015, doi: 10.1617/s11527-014-0279-6.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Orientation coefficient in ultra-high performance fiber reinforced concrete and its relationship with casting methods

Ahumada-Ponce, María Elena Serna[(1) (2)] , Ros Pedro y Navarro-Gregori, Juan [(2)]

[(1)] PUCP Pontificia Universidad Católica del Perú, Perú. [(2)] ICITECH Instituto de Ciencia y Tecnología del Hormigón, España.

RESUME

Ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC) is well known for its exceptional compressive strength, durability, and enhanced tensile behavior due to fiber reinforcement. One important factor to consider is the effect of fiber orientation on concrete properties, which is related to many aspects such as the type of element, casting or placing methods, element thickness, and others. This study investigates the orientation coefficient of fibers, influenced by casting methods and structural geometry. The specimens studied were beams (100x100x500 mm and 150x150x600mm) and slabs (1000x50x1000mm) to analyze the difference in the behavior of elements that work in one and two directions, respectively. Horizontal beams were cast with fixed and moving pouring points, while vertical beams were cast at different speeds. Slabs were cast with fixed and moving pouring points to cut later and get longitudinal and transversal specimens. 84 samples in total were tested for flexural strength to get the tensile properties of the concrete. Results showed that the casting method, thickness, and the type of element significantly affect the tensile properties due to the influence on the fiber orientation. Horizontal beams exhibited less variation, and slabs showed notable differences, indicating their bidirectional performance design. The investigation also confirmed that fiber orientation impacts constitutive law parameters and found a correlation between results obtained using the UNE 83519 standard and the UHPFRCMat application. Finally, the study proposes reference orientation coefficients based on casting methods, element type, and thickness, contributing to the structural design considerations.

KEYWORDS: Ultra-high-performance concrete, metallic fibers, fiber orientation coefficient.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Betão de elevado desempenho ecoeficiente reforçado com fibras: estudo do comportamento em tração

Lorayne Cristina da Silva Alves [(1)], Ana Mafalda Matos [(2)], Mário Pimentel [(2)] e Fernanda Giannotti da Silva Ferreira [(1)]

[(1)] Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, Brasil.
[(2)] CONSTRUCT-Labest, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal.

RESUMO

Este estudo avaliou a incorporação de fibras de polietileno de ultra-alto peso molecular (PE) em um betão de elevado desempenho (HPC) ecoeficiente desenvolvido na FEUP-CONSTRUCT. A formulação reduz a pegada ambiental por meio da substituição significativa de clínquer por fíler calcário e resíduo de vidro moído.

Foram produzidas misturas HPC com teores de fibras entre 0% (referência) e 2,5% (incrementos de 0,5%). Avaliaram-se a resistência à compressão e o comportamento à tração por ensaios de flexão em quatro pontos.

Os resultados mostram uma ligeira redução na resistência à compressão com a adição de fibras. O efeito está relacionado à aglomeração e à incorporação de ar durante a moldagem. O teor de 1,5% apresentou melhor desempenho à flexão, com carga de rutura de 2,6 kN aos 28 dias (provetes 500×100×30 mm).

Entre 28 e 91 dias, observou-se aumento da resistência à compressão. Esse ganho indica efeito pozolânico do pó de vidro, que densifica a microestrutura e melhora a durabilidade do compósito.

PALAVRAS-CHAVE: Betão de elevado desempenho (HPC); fibras de Polietileno de ultra-alto peso molecular (UHMWPE); comportamento em tração; adições para betão.

1.- INTRODUÇÃO

A crescente exigência estética na arquitetura impulsiona soluções construtivas que combinem desempenho estrutural, durabilidade e adaptabilidade a formas complexas. Os betões de elevado desempenho (HPC) destacam-se por sua elevada fluidez e resistência, permitindo a moldagem de elementos delgados e geometrias sofisticadas. Essas características tornam-nos ideais para aplicações arquitetónicas, como fachadas, revestimentos e mobiliário urbano. Quando a aparência é determinante, utiliza-se frequentemente o cimento branco Portland (WPC), devido ao seu brilho e à resistência à radiação solar [1,2,3].

Uma alternativa para reduzir custos e impactos ambientais, mantendo a resistência e o desempenho a longo prazo do HPC, é a utilização de materiais cimentícios suplementares (SCM) [3,4]. Quando incorporados em proporções adequadas, estes materiais não apenas substituem parcialmente o cimento Portland, mas também oferecem benefícios técnicos, como melhoria do acabamento, redução da segregação, aumento pontual da resistência e menor permeabilidade [4,5]. A substituição parcial do cimento por pó de vidro é especialmente promissora. Esta solução pode reduzir significativamente os custos de produção e a pegada de carbono do HPC. O uso de resíduos de vidro moído, abundantes e sem valor comercial, minimiza ainda os custos logísticos associados ao transporte de matérias-primas, reforçando os benefícios económicos e ambientais e promovendo a circularidade e novas oportunidades de negócio [6].

A incorporação de fibras em HPC é frequentemente necessária, pois aumenta a resistência e a tenacidade à fratura, além de limitar a propagação de fissuras. Esse efeito preserva tanto a estética quanto a funcionalidade da estructura [7–11], permitindo projetar componentes delgados sujeitos a esforços de flexão moderados sem formação visível de fissuras. Além disso, uma dosagem adequada de fibras contribui para mitigar a retração autógena [4].

Nesse cenário, fibras sintéticas orgânicas, como polipropileno, álcool polivinílico e polietileno, são amplamente utilizadas [12]. Essas fibras formam uma rede tridimensional capaz de melhorar a durabilidade e as propriedades mecânicas do betão [10,13,14]. Embora as fibras metálicas, como as de aço, sejam eficazes no aumento da resistência, a sua utilização não é adequada em aplicações arquitetónicas, pois pode comprometer o acabamento superficial e gerar riscos de corrosão, afetando a estética e a durabilidade da peça. Em contrapartida, a maioria das fibras sintéticas orgânicas apresenta limitações, nomeadamente menor resistência à tração em comparação com fibras inorgânicas [12,14,16]. Todavia, entre as fibras poliméricas, as de polietileno de massa molecular ultra-elevado (PE) destacam-se por apresentar elevada resistência à tração, módulo de Young superior, boa tenacidade e alta resistência química e ao desgaste [14,17]. Assim, as fibras de PE representam uma solução promissora para reforço de matrizes de elevada resistência, como o HPC, cujo comportamento mecânico pode ser significativamente otimizado quando combinadas com fibras de alto desempenho [18].

O presente estudo tem como objetivo avaliar o comportamento de um betão de elevado desempenho (HPC) reforçado com fibras de polietileno (PE) com 6 mm de comprimento. Para isso, foi desenvolvido um programa experimental que analisou a influência da incorporação de fibras em teores volumétricos de 1,0%, 1,5%, 2,0% e 2,5% sobre a resistência à compressão e o comportamento à tração. Este trabalho propõe a formulação de um compósito branco, com propriedades estéticas adequadas para aplicações arquitetónicas, que simultaneamente contribua para a redução do impacto ambiental, através do aproveitamento de resíduos e da valorização de matérias-primas disponíveis localmente.

2.- Metodologia da investigação

2.1.- Materiais constituintes, formulação e produção

O HPC foi produzido com materiais nacionais (Portugal), exceto as fibras. O ligante ternário é composto por cimento Portland CEM II A-L 52.5N (branco), fíler calcário e resíduo de vidro moído com dimensão média das partículas de 38 µm. A formulação inclui ainda areia siliciosa natural com dimensão máxima de 1 mm e um superplastificante à base de policarboxilato. As fibras selecionadas foram de polietileno (PE), apresentando resistência à tração de 4100 MPa, módulo de elasticidade de 155 GPa e densidade de 975 kg/m³, ver Figura 12.



a) b)

Figura 12. a) Fibras de PE b) Imagens de MEV.

Neste estudo foram produzidos cinco tipos HPC (incluindo uma mistura de referência sem fibras adicionadas), com dosagens de fibras PE variando de 1,0 a 2,5%, com steps de 0.5%, em volume para comprimentos de fibra de 6 mm, como indicado no Quadro 3.Para a produção do HPC, foi utilizado um misturador PEMAT - Zyklos modelo ZK 150 HE. O procedimento de mistura apresenta-se na Figura 13.

Quadro 3. Composições dos HPC.

	Ref	**PE1.0**	**PE1.5**	**PE2.0**	**PE2.5**
Percentagem de fibra (volume)	**0%**	**1,0%**	**1,5%**	**2,0%**	**2,5%**
Cimento	614,12	614,12	614,12	614,12	614,12
Filer calcário	350,59	350,59	350,59	350,59	350,59
Resíduo de vidro	222,36	222,36	222,36	222,36	222,36
Agregado fino	1028,23	1002,35	987,06	967,06	942,16
Água	178,09	178,09	178,09	178,09	178,09
Superplastificante	20,18	20,18	32,09	40,36	42,18

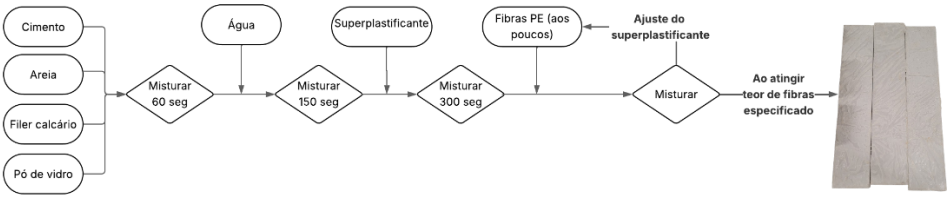


Figura 13. Procedimento de amassadura para produção de HPC em laboratório.

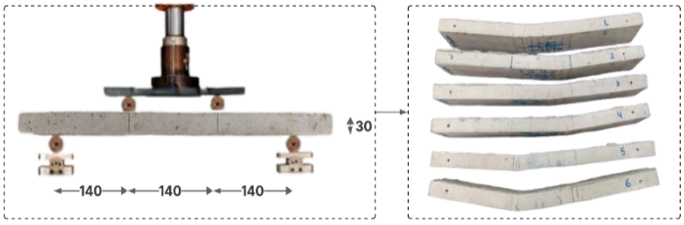
2.2.- Ensaios de Caracterização

2.2.1.- Resistência à compressão

A resistência à compressão do HPC reforçado com fibras de PE foi determinada aos 28 e 91 dias, utilizando três provetes cúbicas de 100 mm para cada grupo. Os ensaios foram realizados numa prensa universal servo-controlada, com capacidade máxima de 2700 kN, aplicando-se uma taxa de deslocamento constante de 0,01 mm/s até à rutura. A resistência à compressão apresentada no Quadro 2 corresponde à média dos três provetes ensaiados por cada composição (ver Quadro 1).

2.2.1.- Comportamento à flexão

O ensaio de flexão em quatro pontos foi realizado segundo a norma suíça SIA 2052 (Anexo E), utilizando seis corpos de prova por grupo, com dimensões de 500 mm (comprimento) × 100 mm (largura) × 30 mm (altura). Após 28 dias de cura húmida, os provetes foram ensaiados numa máquina Instron com capacidade de 300 kN, conforme indicado na Figura 14. A carga de rutura para cada composição corresponde à média dos valores obtidos nos seis ensaios.



a) b)

Figura 14. a) Instalação experimental para ensaio de flexão em quatro pontos; b) provetes após ensaio.

3.- Resultados e Discussão

O Quadro 2 apresenta os valores de resistência à compressão para os diferentes teores de fibras de PE. Observa-se uma ligeira redução desse parâmetro em relação à mistura de

referência sem fibras, em consonância com estudos anteriores [19–21]. Esse comportamento pode estar associado ao aumento da porosidade induzida pela incorporação das fibras, efeito que tende a superar o benefício esperado na mitigação da fissuração [20,22]. Soma-se a isso que o maior teor de fibras pode levar a aglomeração das fibras, gerando áreas frágeis de ruptura [16,23]. Além disso, a natureza quimicamente inerte e a superfície hidrofóbica das fibras podem ter favorecido a formação de zonas de interface menos aderentes, contribuindo para uma microestrutura mais porosa, sobretudo nos teores mais elevados, o que se traduz na redução da resistência mecânica do betão endurecido [15,16]. Verifica-se ainda um aumento da resistência à compressão entre 28 e 91 dias, atribuível à ação pozolânica do pó de vidro, que, ao reagir com os produtos de hidratação do cimento, promove a formação de compostos secundários e contribui para uma matriz mais densa [24]. Este efeito pode, em certa medida, compensar as reduções de desempenho mecânico associadas à incorporação de fibras [15].

Quadro 4. Comportamento mecânico do HPC reforçado com fibras de PE.

	Resistência à compressão (MPa)		Resistência à flexão (kN)
	28 dias	91 dias	28 dias
Ref	93,4 ± 4,2	108,8 ± 12,3	1,5 ± 0,3
PE1.0	87,9 ± 2,9	96,3 ± 10,2	2,0 ± 0,2
PE1.5	80,2 ± 6,1	79,7 ± 9,3	2,6 ± 0,4
PE2.0	73,6 ± 7,9	81,1 ± 9,2	2,3 ± 0,3
PE2.5	75,7 ± 7,4	-	2,4 ± 0,4

O Quadro 2 apresenta ainda os valores de carga de rutura à flexão para os diferentes teores de fibras de PE, enquanto a Figura 4 ilustra a influência das fibras de 6 mm no comportamento do HPC. Observa-se que a incorporação de fibras, em especial no teor de 1,5%, resulta em um aumento significativo da capacidade à flexão, evidenciando o efeito positivo do reforço fibroso no compósito [25]. A mistura PE1.5 atingiu uma carga de rutura de 2,6 kN, aproximadamente 73% superior à da matriz de referência sem fibras. Esse ganho é atribuído à elevada resistência à tração e ao elevado módulo de elasticidade das fibras de PE [20], bem como ao possível refinamento da estrutura de vazios na matriz [25]. No entanto, não se observaram ganhos significativos para teores superiores a 1,5%. Este comportamento pode ser explicado pelo aumento da probabilidade de aglomeração das fibras e pela maior incorporação de ar durante o processo de moldagem, resultando em heterogeneidades e aumento da porosidade da matriz. Esses fatores reduzem a eficiência do reforço e podem neutralizar os benefícios esperados do incremento no teor de fibras [20,25].

Após a rutura, observou-se que a matriz sem fibras apresentou comportamento frágil, enquanto o HPC reforçado exibiu formação de múltiplas fissuras [10,23]. Esse comportamento evidencia o papel das fibras na inibição da nucleação e propagação de fissuras, retardando o surgimento de microfissuras e, consequentemente, contribuindo para a mitigação do processo de fissuração em elementos estruturais e arquitetónicos [26].

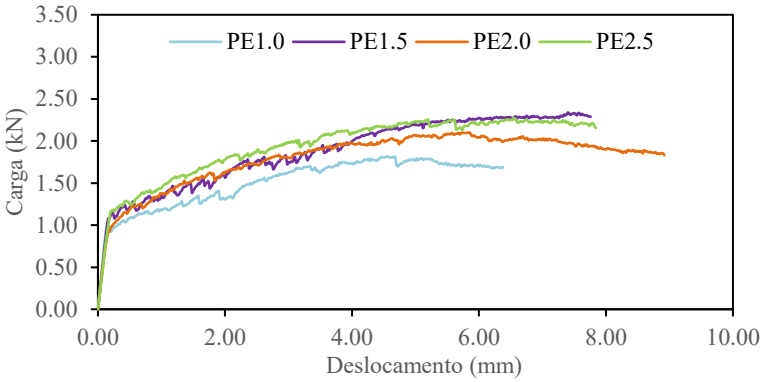


Figura 15. Curvas carga *versus* deslocamento de HPC reforçados com fibras PE.

4.- CONCLUSÕES

Os resultados demonstraram que as fibras de PE podem ser utilizadas com sucesso em matrizes brancas ecoeficientes de HPC, constituindo uma alternativa viável às fibras metálicas. Contudo, persistem desafios no estado fresco, sobretudo quanto à dispersão das fibras, que pode afetar a trabalhabilidade do compósito.

- Em aplicações arquitetónicas, a combinação de fibras de PE com HPC sustentáveis, formulados com SCM não convencionais, possibilita a conceção de elementos delgados e esbeltos, com desempenho mecânico adequado. As principais conclusões deste trabalho são as seguintes:
- Fibras de PE podem ser utilizadas para melhorar o comportamento à flexão em HPC ecoeficientes com resíduo de vidro como SCM;
- A resistência à compressão aos 28 dias apresentou ligeira redução com o aumento do teor de fibras, possivelmente devido ao aglomeramento e à incorporação de ar durante a moldagem;
- O resíduo de vidro atua como material pozolânico, melhorando as propriedades mecânicas da matriz até os 91 dias.
- O teor ótimo de fibras foi 1,5%, atingindo carga máxima de rutura de 2,6 kN.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi financiado por: Financiamento - UID/04708 da Unidade de Investigação CONSTRUCT - Instituto de I&D em Estruturas e Construções - financiada pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia, I.P./ MCTES, através de fundos nacionais; e pela FCT-Fundação para a Ciência e a Tecnologia através do Estímulo ao Emprego Científico 2021.01765.CEECIND (chamada individual). Este estudo foi financiado em parte pela Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001. Os autores agradecem à FibrXL, Secil, Chryso Portugal, Sika e pela colaboração e fornecimento das matérias-primas. Os autores gostariam ainda de agradecer o apoio do Laboratório de Estruturas do DECG-FEUP, nomeadamente à Engenheira Paula Silva e ao técnico Claúdio Ferraz.

REFERÊNCIAS

[1] J. liang Xia, Z. Jiang, W. Zhang, F. Leng, J. Wang, X. Zhao, Synergistic enhancement of industrial grade heavy calcium carbonate, metakaolin, and white Portland cement in white concrete: Performance and microstructure, Constr Build Mater 425 (2024). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.136114.

[2] A.M. Matos, P. Milheiro-Oliveira, M. Pimentel, Eco-efficient high performance white concrete incorporating waste glass powder, Constr Build Mater 411 (2024). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134556.

[3] B.A.B. Al-Sharhanee, M. Mehmetoğlu, Y. Aygörmez, A. Niş, A short-term durability comprehensive study of ceramic waste-doped White Cement composites with hooked-end, basalt and copper-coated fibers, Sustain Chem Pharm 45 (2025). https://doi.org/10.1016/j.scp.2025.102026.

[4] C. Shi, Z. Wu, J. Xiao, D. Wang, Z. Huang, Z. Fang, A review on ultra high performance concrete: Part I. Raw materials and mixture design, Constr Build Mater 101 (2015) 741–751. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.10.088.

[5] H. Zhang, T. Ji, B. He, L. He, Performance of ultra-high performance concrete (UHPC) with cement partially replaced by ground granite powder (GGP) under different curing conditions, Constr Build Mater 213 (2019) 469–482. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.04.058.

[6] N.A. Soliman, A. Tagnit-Hamou, Development of ultra-high-performance concrete using glass powder – Towards ecofriendly concrete, Constr Build Mater 125 (2016) 600–612. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.08.073.

[7] S. Teng, V. Afroughsabet, C.P. Ostertag, Flexural behavior and durability properties of high performance hybrid-fiber-reinforced concrete, Constr Build Mater 182 (2018) 504–515. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.158.

[8] P. Zhang, Q.F. Li, Effect of polypropylene fiber on durability of concrete composite containing fly ash and silica fume, Compos B Eng 45 (2013) 1587–1594. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2012.10.006.

[9] A. Oumer, S. Gwon, Effects of cellulose microfibers on early-age hydration and microstructure of white cement composites, Constr Build Mater 457 (2024). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.139442.

[10] W. Wei, M. Xukun, F. Chulei, L. Na, T. Wei, C. Fuyong, J. Ping, M. Guoxiong, Mechanical characteristics and microscopic mechanism of polypropylene fiber modified recycled road solid waste fine aggregate mortar, Journal of Building Engineering 97 (2024). https://doi.org/10.1016/j.jobe.2024.110798.

[11] D. Shen, C. Liu, Y. Luo, H. Shao, X. Zhou, S. Bai, Early-age autogenous shrinkage, tensile creep, and restrained cracking behavior of ultra-high-performance concrete incorporating polypropylene fibers, Cem Concr Compos 138 (2023). https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2023.104948.

[12] S.H. Chu, Strain-hardening ultra-high performance concrete (UHPC) with hybrid steel and ultra-high molecular weight polyethylene fibers, Constr Build Mater 438 (2024). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.136716.

[13] G. Huang, L. Su, C. Xue, Y. Zhang, H. Qiao, J. Luo, C. Wang, J. Zhou, Study on the deterioration mechanism and sulfate ion diffusion behavior in hybrid basalt-polypropylene fiber-reinforced concrete subjected to sulfate drying-wetting cycles, Journal of Building Engineering 104 (2025) 112390. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2025.112390.

[14] Y.F. Li, C.F. Hsu, J.Y. Syu, F.W. Chen, J.H. Wu, Experimental investigation on the mechanical characteristics of ultra-high-molecular-weight polyethylene (UHMWPE) based fiber-reinforced concrete, Case Studies in Construction Materials 21 (2024). https://doi.org/10.1016/j.cscm.2024.e03762.

[15] D. Nwaokete, C. Ince, S. Derogar, D. Nicolaides, R.J. Ball, Environmental impact and sustainable development of pozzolanic concrete incorporating polypropylene fibers: A database study, Resour Conserv Recycl 215 (2025). https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2025.108142.

[16] J. Gong, Y. Ma, J. Fu, J. Hu, X. Ouyang, Z. Zhang, H. Wang, Utilization of fibers in ultra-high performance concrete: A review, Compos B Eng 241 (2022). https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2022.109995.

[17] S. Chhetri, H. Bougherara, A comprehensive review on surface modification of UHMWPE fiber and interfacial properties, Compos Part A Appl Sci Manuf 140 (2021). https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2020.106146.

[18] A.H. Ahmed, J. Hübner, D. Junger, C. Signorini, M. Butler, M. Liebscher, C. Scheffler, V. Mechtcherine, Engineering low clinker Strain-Hardening cementitious composites (SHCC) using polyethylene and cost-effective polypropylene fibers: An experimental scale-linking analysis, Mater Des 254 (2025). https://doi.org/10.1016/j.matdes.2025.114051.

[19] B. Oni, J. Xia, M. Liu, Mechanical properties of pressure moulded fibre reinforced pervious concrete pavement brick, Case Studies in Construction Materials 13 (2020). https://doi.org/10.1016/j.cscm.2020.e00431.

[20] M. Zhang, F. Yue, B. Chen, Optimizing toughness and cost-effectiveness in one-part geopolymers via fiber reinforcement: A comprehensive investigation of PVA, PE, and glass fibers, Constr Build Mater 437 (2024). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.136999.

[21] C. Zhu, J. Zhang, J. Peng, W. Cao, J. Liu, Physical and mechanical properties of gypsum-based composites reinforced with PVA and PP fibers, Constr Build Mater 163 (2018) 695–705. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.12.168.

[22] Z. Abdollahnejad, M. Mastali, T. Luukkonen, P. Kinnunen, M. Illikainen, Fiber-reinforced one-part alkali-activated slag/ceramic binders, Ceram Int 44 (2018) 8963–8976. https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2018.02.097.

[23] J. Yao, Y. Ge, W. Ruan, J. Meng, Effects of PVA fiber on shrinkage deformation and mechanical properties of ultra-high performance concrete, Constr Build Mater 417 (2024). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.135399.

[24] S.H. Ghasemzadeh Mosavinejad, M.A.M. Langaroudi, J. Barandoust, A. Ghanizadeh, Electrical and microstructural analysis of UHPC containing short PVA fibers, Constr Build Mater 235 (2020). https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117448.

[25] Y. Xia, Y. Zhao, D. Shi, X. Ma, J. Wang, K. Yu, M. Liu, D. Zhao, Microstructure and radiation shielding characteristics of PVA fiber-reinforced ultra-high performance concrete,

Radiation Physics and Chemistry 224 (2024). https://doi.org/10.1016/j.radphyschem.2024.112077.

[26] L. Yan, L. Liu, C. Liu, Bonding performances of polypropylene fiber reinforced concrete beam-type specimen at corrosion conditions: Experimental and simulation study, Journal of Building Engineering 105 (2025). https://doi.org/10.1016/j.jobe.2025.112479.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Effect of Creep on the Behavior of Concrete Reinforced with Hybrid Fibers

Sergio Carmona [(1)], Giovanni Plizzari [(2)] and Jorge Barraza [(3)]

[(1)] Departamento de Obras Civiles, Universidad Técnica Federico Santa María, Valparaíso, Chile.
[(2)] DICATAM, University of Brescia, Italy.
[(3)] Gestión Vial S.A., Chile.

ABSTRACT

Over the past 50 years, extensive research on Fiber-Reinforced Concrete (FRC) has led to a solid understanding of its structural behavior. This knowledge has supported the development of design codes for its use in industrial floors, tunnel linings, and precast elements. Initially dominated by steel fibers, the field has seen growing use of macro-synthetic fibers—especially in Latin American mining projects using sprayed concrete for tunnel linings. Recently, hybrid FRCs combining different fiber types have gained interest in their potential to enhance performance throughout crack development stages. While their short-term mechanical behavior is well understood, less are known about their response under time-dependent loads. This study presents an experimental evaluation of the creep behavior of hybrid FRCs, following the guidelines of RILEM TC 261. It also compares their performance with concretes reinforced solely with steel or macro-synthetic fibers.

KEYWORDS: hybrid fiber reinforced concrete, creep, tunnel lining.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Influencia de la fracción de volumen de fibra en la fisuración por retracción plástica del hormigón

Carlos Aire [(1)]

[(1)] Instituto de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México, México.

RESUMEN

La fisuración por retracción plástica puede llegar a ser un problema, especialmente en elementos de hormigón con una elevada relación superficie/volumen, tales como losas y pavimentos. En este trabajo se evalúa este fenómeno utilizando el método de ensayo de anillo NORDTEST NT Build 433 con el fin de estudiar el efecto de diferentes fracciones de volumen de fibra en la fisuración por retracción. Este método determina la tendencia a la fisuración del hormigón a edades tempranas de muestras en forma de anillo expuestas a una corriente de aire de velocidad, temperatura y humedad relativa definida durante las primeras horas después del vertido. El desarrollo de la fisuración se evalúa cuantitativamente al final de este periodo. En este estudio se estudió la influencia del contenido de una fibra sintética de polipropileno adicionada al hormigón en fracciones de volumen de 0, 0.33, 0.55 y 0.77%. Los resultados experimentales indicaron que el incremento en la fracción de volumen influye en el control de la fisuración por retracción plástica del hormigón. Para una fracción de volumen de 0.33%, las fibras proporcionaron un control razonable de la fisuración por retracción plástica reduciendo en aproximadamente el 35% el área de fisuración con respecto al hormigón de control sin fibras. Para la fracción de volumen de 0.55% la reducción del área de fisuración fue de 87%. En cambio, para 0.77% de fracción de volumen no hubo fisuración.

PALABRAS CLAVE: fisuración por retracción plástica, fisuración, método NORDTEST

1.- INTRODUCCIÓN

La fisuración por retracción plástica es uno de los principales problemas de las estructuras de hormigón de grandes superficies, entre ellos: los pavimentos de autopistas, tableros de puentes, losas sobre terreno, o pisos de estacionamientos, entre otros. La retracción plástica y la fisuración por retracción plástica ocurre cuando el hormigón está en estado plástico, es decir, durante las primeras horas de colocación del hormigón, principalmente en condiciones ambientales extremas, como altas temperaturas, bajas humedades y altas velocidades de viento, las cuales pueden causar una rápida evaporación del agua de la superficie de concreto [1,2]. La evaporación superficial del agua, debido al sol y el viento, produce retracción en la superficie, el cual somete al hormigón a esfuerzos internos en una

etapa donde aún no ha alcanzado suficiente resistencia a la tensión para soportarlos, por lo tanto, el hormigón empezará a fisurarse [3], deteriorando el concreto antes de siquiera haber sometido a algún esfuerzo exterior.

Las fisuras de retracción plástica son un punto crítico en las estructuras de hormigón debido a que a través de estas pueden penetrar fácilmente sustancias agresivas al interior del hormigón, lo cual puede acelerar el deterioro del hormigón, reduciendo el desempeño, la durabilidad, y calidad estética de la estructura. En consecuencia, el control de la fisuración por retracción plástica en el hormigón es esencial para alcanzar estructuras más durables y de mayor tiempo de vida con el menor costo de mantenimiento [4].

Un método aceptado y comprobado para prevenir la fisuración por retracción, es el uso de fibras [4,5]. Las fibras proporcionan las fuerzas de enlace entre las fisuras y por lo tanto previene su crecimiento [6]. Además de promover la formación de grandes poros en la interface fibra-hormigón proporciona los canales para la exudación los cuales permiten reponer la pérdida de agua en la superficie. Por lo tanto, los esfuerzos de capilaridad entre las partículas sólidas son menores, y el potencial de fisuración plástica libre, se reduce [7].

Existe evidencia que la adición de fibras metálicas proporciona al hormigón la suficiente resistencia a tensión para controlar las fisuras de retracción [8, 9]. Además, se ha reportado que la adición de fibras no metálicas como las de polipropileno y polietileno, reduce el espesor de las fisuras de retracción por secado del hormigón a edades posteriores [10]. En años recientes, las fibras sintéticas han llegado a ser más atractivas para el refuerzo de hormigón. Las fibras sintéticas tienen una resistencia a la tensión muy elevada, pero se diferencian en dos categorías, por su alto o bajo módulo de elasticidad. La mayoría de estas fibras son de bajo módulo de elasticidad, como las de polipropileno, poliéster, polietileno y nylon. Sus principales ventajas son su resistencia a los álcalis, elevado punto de fusión y bajo costo de la materia prima. El bajo módulo de elasticidad de la fibra sintética muestra la conveniencia de incrementar la tenacidad y el control de la fisuración por retracción plástica. Sin embargo, no producen incremento en la resistencia a flexión [11]. A diferencia de las fibras metálicas, la fibra sintética proporciona beneficios mientras el hormigón es aún plástico, sin embargo, también contribuyen a mejorar algunas propiedades del hormigón endurecido.

Existen dos métodos de prueba para evaluar el desempeño del uso de fibras en el control de la fisuración inducida por la retracción del hormigón: el ensayo de placa ASTM C1579 y el ensayo de anillo NORDTEST NT Build 433. De estas dos metodologías de ensayo, la muestra de tipo anillo ha sido usado durante muchos años por un gran número de investigadores para evaluar la fisuración por retracción plástica, porque proporciona una restricción constante y permite resultados consistentes.

Este artículo presenta los resultados de una investigación experimental para evaluar la contribución del uso de una fibra sintética en el control de la fisuración por retracción plástica de mezclas de hormigón. El ensayo consiste en fabricar anillos de hormigón de 580 mm de diámetro exterior, 145 mm de espesor y 80 mm de altura, que se somete a un

proceso de secado rápido dentro de un ambiente que se mantiene bajo condiciones controladas de temperatura (20°C), humedad relativa (40%) y viento constante (4 m/seg).

La investigación incluyó el estudio de cuatro mezclas de hormigón; una de referencia, sin fibras y otras tres incorporando fracciones de volumen de 0.33%, 0.55% y 0.77%, equivalente a dosis de 3, 5 y 7 kg/m^3 de fibra sintética. Se presentan los resultados sobre el desempeño de la fibra sintética en el control de la fisuración por retracción plástica mediante el ensayo de anillos NT Build 433.

2.- PRUEBA DE ANILLO NT BUILD 433

El método de ensayo de anillo, también conocido como método NORDTEST o NT BUILD 433, fue desarrollado por Johansen y Dahl [12] en la NTNU (Universidad Noruega de Ciencia y Tecnología, Norwegain University of Science and Technology) para determinar la tendencia a la fisuración del hormigón joven (Fig. 1). El montaje consiste en tres moldes idénticos con dos anillos concéntricos de acero en cada uno. La profundidad de los moldes es de 80 mm y los diámetros de los anillos interior y exterior son de 300 y 600 mm respectivamente. Las nervaduras de acero proporcionan puntos de iniciación de fisuras. Los moldes se colocan dentro de un compartimento con un ventilador que genera una velocidad del viento de 4.5 ± 3 m/s a través de la superficie de los anillos. Al igual que en los ensayos de placa ASTM C 1579, la temperatura ambiente y la humedad relativa fueron de 20 ± 1˚C y 43 ± 3%, respectivamente. Se registraron continuamente la velocidad del viento, temperatura y humedad relativa, desde el inicio de las condiciones de ambiente y hasta 6 horas después. Se utilizó un medidor de grieta y un calibrador para medir el ancho y la longitud de las fisuras, respectivamente. Al final de los ensayos se calculó el área media de fisura de los tres anillos.

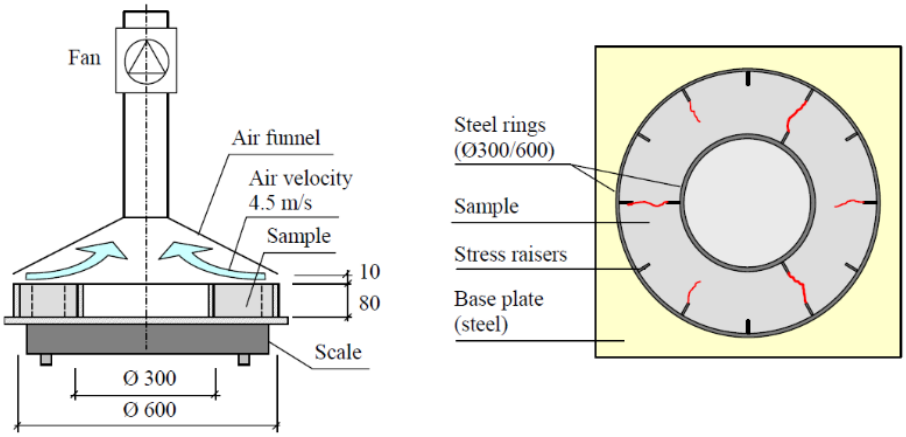


Figura 1. Esquema de la configuración del método de ensayo NT Build 433 de anillo para la determinación de la tendencia a la fisuración por retracción plástica [12]. Todas las dimensiones están en mm

3.- MATERIALES Y PROCESO DE MEZCLADO

La tabla 1 muestra el diseño de las mezclas ensayadas. Se fabricaron 4 mezclas, una de referencia (sin fibra) y 3 mezclas con fracción de volumen de 0, 0.33, 0.55 y 0.77% de fibra sintética. En todas las mezclas se usó cemento CPC 40R, arena andesita, grava caliza de 19 mm de tamaño máximo, fibra sintética de polipropileno de 54 mm de longitud, reductor de agua (para mantener el revenimiento en 22 ± 1 cm) y agua potable. El procedimiento de mezclado de cada mezcla fue el mismo. Los áridos se mezclaron durante aproximadamente 1 minuto. Se añadió parte del agua de mezclado (el agua de absorción), dejándose mezclar por 2 minutos. Enseguida se añadió el cemento e inmediatamente el agua restante permitiendo mezclar durante 3 minutos. Después se añadió el aditivo y se continuó con 1 minuto de mezclado y finalmente se agregó lentamente la fibra para asegurar la dispersión dejándose mezclar por 2 minutos finales. Por último, se moldearon en una sola capa los anillos de ensayo. Las muestras fueron compactadas en mesa de vibrado durante aproximadamente 25 segundos. Los 3 anillos se mantuvieron en las condiciones establecidas de temperatura (T°), humedad relativa (HR) y velocidad de viento (V) para el ensayo NT Build 433 durante el tiempo especificado. La Figura 2 muestra un ensayo típico.

Tabla 1. Diseño de mezcla de las mezclas ensayadas, en kg/m^3

Material	*Cemento*	*Arena*	*Grava*	*Agua*	*Fibra*
	kg/m^3	*kg/m^3*	*kg/m^3*	*kg/m^3*	*Fracción de volumen*
Cantidad	450	850	850	189	0-0.33%-0.55%-0.77%

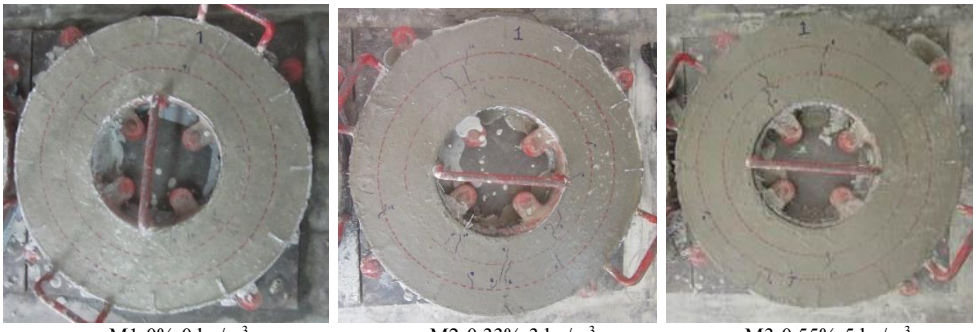


Figura 2. Fabricación de anillos y ambiente de condiciones controladas de T°, HR y V

4.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Los resultados de fisuración inducida por la retracción plástica del hormigón utilizando el ensayo de anillo NORDTEST NT Build 433 se muestran en la Figura. 3. Se aprecia visualmente el efecto de la adición de la fibra y la fracción de volumen en (%) empleada en el control de la fisuración., la cual fue cuantificada por el número de fisuras, su espesor y área de fisuración para cada caso de estudio. La serie M4 con 0.77% de fracción de volumen de fibra (7 kg/m^3) no presentó fisuras.

De acuerdo con el método NORDTEST NT Build el indicador de referencia para evaluar el efecto de la adición de fibras en el control de la aparición de fisuras por retracción plástica es el índice de fisura. Para determinar este índice, se trazan dos circunferencias interiores concéntricas sobre la superficie del anillo fisurado (Fig. 4). Con un medidor de grietas (grietómetro) se miden los espesores de fisura que atraviesan cada sección en la superficie agrietada de cada anillo (Fig. 4). El índice de fisura se refiere a la media de los espesores de fisura acumulada de los 3 anillos de las secciones 1 y 2 del patrón de fisuras. La tabla 2 muestra los resultados de índice de fisura.



M1-0%-0 kg/m^3 M2-0.33%-3 kg/m^3 M3-0.55%-5 kg/m^3

Figura 3. Fisuración típica de los ensayos de retracción plástica en anillos

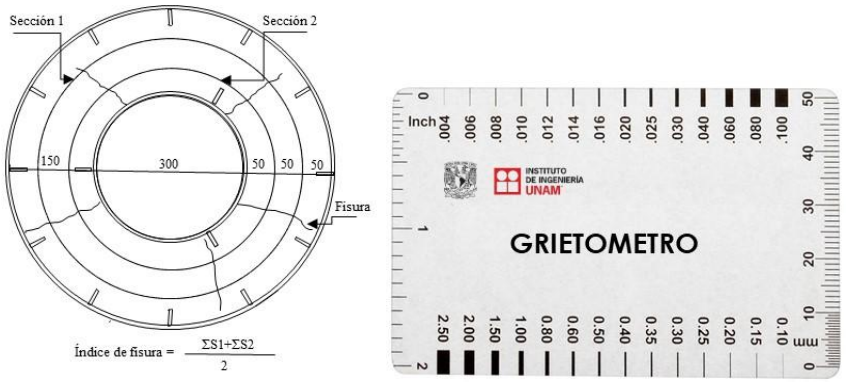


Figura 4. Esquema del desarrollo de fisura, adaptado de NT Build 433 [13] -Grietómetro

Tabla 2. Índice de fisura por fracción de volumen (%)

Serie	*Índice de fisura*	*Control*	*% de reducción*
	mm	*%*	*%*
M1-0%-0 kg/m^3	0.09	100%	0%
M2-0.33%-3 kg/m^3	0.05	57%	43%
M3-0.55%-5 kg/m^3	0.03	38%	62%
M4-0.77%-7 kg/m^3	0.00	0%	100%

De acuerdo con los resultados el índice de fisura disminuye cuando aumenta la dosis de fibra, en otras palabras, hay una disminución de la fisuración. La Figura 5 muestra la representación gráfica de los resultados mostrados en la tabla 2. Considerando que el índice de fisura se calcula con los espesores de fisura que traviesan las secciones 1 y 2 de los anillos, es evidente que para las series de hormigón M2 a M4, estos espesores van disminuyendo a medida que se incrementa la fracción de volumen de 0.33% a 0.77% (dosis de fibra de 3 a 7 kg/m^3).

El índice de fisura para la mezcla de referencia sin fibras M1-0%-0 kg/m^3 es de 0.09, 0.05 para la M2-0.33%-3 kg/m^3, 0.03 para la M3-0.55%-5 kg/m^3 y 0 para la M4-0.77%-7 kg/m^3. La reducción del índice de fisura de la M2-0.33%-3 kg/m^3, M3-0.55%-5 kg/m^3 y M4-0.77%-7 kg/m^3 es de 43%, 62% y 100% con respecto al índice de fisura de M1-0%-0 kg/m^3.
Los resultados de índice de fisura están dentro de lo esperado, porque los espesores en cada sección son menores. La tabla 3 y Figura 6 muestran el descenso del espesor máximo de fisura mientras se aumenta la dosis de fibra y el porcentaje de reducción con respecto a la mezcla sin fibras. Se puede considerar como fisuras de tamaño mediano para la mezcla M1-0% y de muy pequeñas para las mezclas M2-0.33%-3 kg/m^3 y M3-0.55%-5 kg/m^3 [13].

El área de fisuración disminuye al incrementar la fracción de volumen de fibra, como se muestra en la tabla 4 y Figura 7. Esta reducción del área de fisura es resultado de la disminución del espesor y longitud de fisura de las mezclas mientras se aumentó la fracción de volumen de fibra.

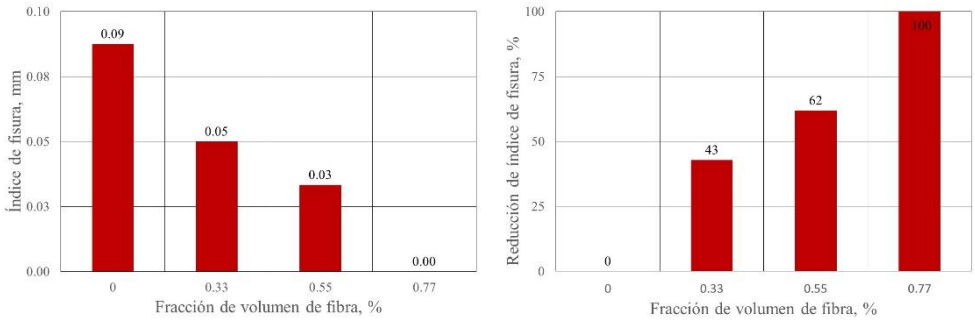


Figura 5. Índice de fisura

Tabla 3. Espesor máximo de fisura por fracción de volumen (%)

Serie	*Espesor máximo*	*Control*	*% de reducción*
	mm	*%*	*%*
M1-0%-0 kg/m^3	0.45	100%	0%
M2-0.33%-3 kg/m^3	0.10	22%	78%
M3-0.55%-5 kg/m^3	0.05	11%	89%
M4-0.77%-7 kg/m^3	0.00	0%	100%

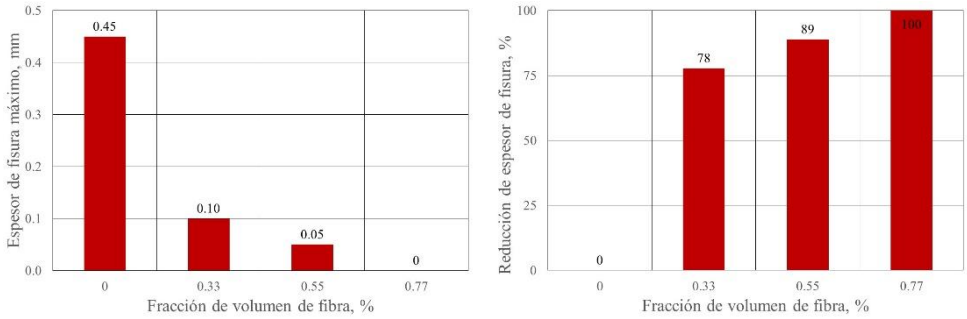


Figura 6. Espesor máximo de fisura

Tabla 4. Área de fisura por fracción de volumen (%)

Serie	*Área*	*Control*	*% de reducción*
	mm²	*%*	*%*
M1-0%-0 kg/m³	12.5	100%	0%
M2-0.33%-3 kg/m³	8.1	65%	35%
M3-0.55%-5 kg/m³	1.6	13%	87%
M4-0.77%-7 kg/m³	0	0%	100%

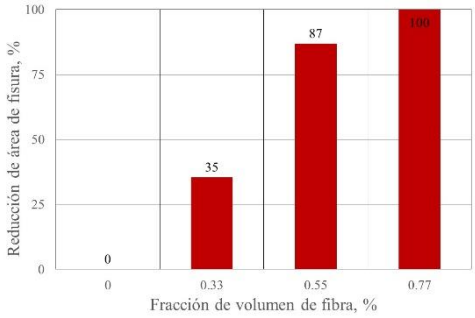


Figura 7. Área de fisura

5.- CONCLUSIONES

Este estudio describe los efectos que tiene la adición de fibras sobre la fisuración por retracción plástica del hormigón. El parámetro de comparación es la fracción de volumen que oscila entre 0 y 0.77%. Se pueden sacar las siguientes conclusiones

La fracción de volumen es un parámetro influyente en el control de la fisuración por retracción plástica del hormigón. Cuanto mayor sea la fracción de volumen, mejor será el control de la fisuración por retracción plástica. A efectos prácticos, con un contenido volumétrico del 0.77% eliminará totalmente la fisuración por retracción plástica.

A una fracción de volumen del 0.33%, el índice de fisura disminuye en 43% el índice de fisura, 78% del espesor máximo de fisura y 32% de reducción del área de fisura.
En el hormigón con fibras expuesto a condiciones ambientales de temperatura, humedad relativa y viento, la fisuración por retracción plástica pareció estabilizarse aproximadamente entre 5 y 6 horas después de la colocación. Esto se compara muy favorablemente con el hormigón de referencia sin fibras para el que se necesita un periodo de hasta 24 horas.
Finalmente, las fibras controlan la fisuración por retracción plástica en el hormigón, este estudio confirma este desempeño.

REFERENCIAS

[1] Bloom R. y Bentur A. "Free and restrained shrinkage of normal and high strength concrete". ACI Materials Journal, 92 (2) (1995) 211-217.
[2] Branch J., Rawling A., Hannant D. J. y Mulheron M. "The effects of fibres on the plastic shrinkage cracking of high strength concrete". Materials and Structures, 35 (4), (2002) 189-194.
[3] Wang K., Shah S. P. y Phuaksuk P. "Plastic shrinkage cracking in concrete materials – Influence of fly ash and fibres". ACI Materials Journal, 98 (6), (2001) 458-464.
[3] Bayasi Z. y Mclntyre M. "Application of fibrillated polypropylene for restraint of plastic shrinkage cracking in silica fume concrete". ACI Materials Journal, 99 (4) (2002) 337-344.
[4] Banthia N., Azabi M. y Pigeon M. (1993). "Restrained shrinkage cracking in fibre reinforced cementitious composites". Materials and Structures. RILEM (Paris), 26 (161) (1993) 405-413.
[5] Grybowski M. y Shah S. P. "Shrinkage cracking of fibre reinforced concrete". ACI Materials Journal, 87 (2) (1990) 138-148.
[6] Qi C. "Quantitative assessment of plastic shrinkage cracking and its impact on the corrosion of steel reinforcement". PhD Thesis, Department of Civil Engineering, Purdue University, West Lafayette, Indiana, USA. (2003).
[7] Banthia N., y Yan C. (2000). "Shrinkage cracking in polyolefin fiber-reinforced concrete". ACI Materials Journal, 97 (4) (2000) 432-437.
[8] Ramakrishnam V. "Concrete plastic shrinkage reduction potential of synergy fibers". In Symposium on the eightieth annual transportation research board meeting (2001).
[9] Nanni A., Ludwig DA y Mcgillis MT. "Plastic shrinkage cracking of restrained fiber-reinforced concrete". Transport Res. Rec. (1382) (1993) 69-72.
[10] Bentur A. y Mindness S. "Fibre reinforced cementitious composites". Elsevier Science Publishing Ltd., New York, USA (1990).
[11] Johansen R, Dahl P. "Control of plastic shrinkage of cement". Proceedings of the 18th Conference on Our World in Concrete and Structures, Singapore (1993).
[12] NT Build 433. "Concrete: Cracking tendency – Exposure to drying during the first 24 hours" (1985).
[13] Padron I. y Zollo R. (1990). "Effect of synthetic fibers on volume stability and cracking of Portland cement concrete and mortar". ACI Materials Journal, 87 (4) (1990) 327-332.

5 - ADJUVANTES PARA NOVOS BETÕES | ADITIVOS PARA NUEVOS HORMIGONES Y SUS APLICACIONES

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

El Sistema CUBE de MAPEI: Aditivos para reducir la huella de carbono del hormigón

Dr. Norberto García[(1)], José Antonio Rodríguez[(1)] y Jesús Alberto García[(1)]

[(1)] Mapei Spain, España

RESUMEN

La descarbonización del cemento, principalmente por la sustitución parcial del clínker por materiales cementicios suplementarios, presenta algunas limitaciones que impactan directamente en el comportamiento del hormigón en estado fresco (ej. aumento de la demanda de agua, empeoramiento de la reología, pérdida de la trabajabilidad en tiempos inferiores a 30 minutos, etc.) y en sus prestaciones mecánicas tanto a edades tempranas (ej. bajo desarrollo de resistencias a corto plazo) como a largo plazo (ej. bajas resistencias finales a 28 días derivadas de la lenta recuperación de estos cementos, adiciones extra de agua para mantener la consistencia y trabajabilidad, etc.). La tecnología actual de aditivos es insuficiente para fabricar estos hormigones de baja huella de carbono con fiabilidad y robustez. En nuestros Laboratorios de I+D+i de Mapei hemos desarrollado el Sistema CUBE, una nueva e innovadora familia de aditivos superplastificantes y mejoradores de prestaciones, para colaborar con el sector cementero y hormigonero a alcanzar sus objetivos de descarbonización de cara a los años 2030 y 2050. En el presente trabajo, demostraremos con ensayos reales las ventajas de esta pionera tecnología, que favorece y optimiza las reacciones químicas de todas las fases minerales, incluyendo el clínker y todos los SCMs. Esto nos permite realizar hormigones robustos, con buen mantenimiento de consistencia y mejora de prestaciones mecánicas, incluso empleando áridos reciclados. El Sistema CUBE ofrece a nuestros clientes “soluciones a la carta”, con el fin de que se adapte a los cementos existentes y futuros del mercado español, así como al resto de materiales componentes del hormigón disponibles.

PALABRAS CLAVE: Descarbonización, Sistema CUBE, Mapei, innovación.

1.- INTRODUCCIÓN

La imagen que se tiene del hormigón en la actualidad es que está lejos de ser un material sostenible, especialmente por las emisiones de CO_2 asociadas a la fabricación del cemento portland. Dejando a un lado el debate abierto sobre la huella real del hormigón asociada a su vida útil y no solo a su proceso de fabricación, y para reducir esta huella, el sector cementero está adoptando diversas estrategias entre las que se encuentra la reducción del contenido de clínker en la formulación de los cementos, sustituyéndolo por materiales cementicios suplementarios (SCMs). Estas adiciones pueden tener carácter hidráulico (ej. escorias), puzolánico (ej. cenizas) o incluso inerte (ej. filler calizo), aunque estas actúan también, en cierta medida, como dispersantes del cemento.

Cuando hablamos de la huella de carbono del cemento es importante considerar las emisiones de CO_2, expresadas en kg $CO_{2\text{-eq}}$/kg, asociadas a la fabricación del clínker y a cada SCM, así como el transporte de materiales desde su origen hasta la fábrica de cemento o molienda para poder ampliar así el alcance del Análisis de Ciclo de Vida.

A modo ilustrativo, se incluye en la **Tabla 1** las emisiones de CO_2 asociadas a la fabricación de clínker y se compara con las generadas en la obtención de los materiales cementicios suplementarios más utilizados en la industria del cemento.

Tabla 1. Comparación entre las emisiones de CO_2 generadas en la fabricación de un cemento Portland tipo I vs. a las de los materiales cementicios suplementarios más empleados en la formulación de cementos.

Cemento Portland Tipo CEM I 52,5R	***Adición***	***Fuente***	***Potencial de calentamiento global (GWP_{100})***
0,857 kg de $CO_{2\text{-eq}}$/kg	Escorias	Subproducto: producción de acero	0,0762 kg de CO_2-eq/kg
	Cenizas volantes	Subproducto: combustión del carbón	0,204 kg de CO_2-eq/kg
	Humo de sílice	Subproducto: producción de sílice	0,00315 kg de CO_2-eq/kg
	Arcillas calcinadas	Tratamiento térmico de arcillas (800 ºC)	0,3-0,5 kg de CO_2-eq/kg[1]
	Puzolanas	Material volcánico	0,009312 kg de CO_2-eq/kg[2]
	Filler calizo	Trituración de rocas calizas	0,012 kg de CO_2-eq/kg

La sustitución parcial de clínker por estas adiciones reduce la huella de carbono del cemento lo que nos permite fabricar hormigones más sostenibles con el medio ambiente y que podemos hacer incluso *"más verdes"* si incorporamos áridos reciclados o de peor calidad que hayan sido inicialmente descartados para hormigón.

Sin embargo, la descarbonización del cemento, principalmente por la sustitución parcial del clínker por materiales cementicios suplementarios, presenta algunas limitaciones que impactan directamente en el comportamiento del hormigón en estado fresco (ej. aumento de la demanda de agua, empeoramiento de la reología, pérdida de la trabajabilidad en tiempos inferiores a 30 minutos, etc.) y en sus prestaciones mecánicas tanto a edades tempranas (ej. bajo desarrollo de resistencias a corto plazo) como a largo plazo (ej. bajas resistencias finales a 28 días derivadas de la lenta recuperación de estos cementos, adiciones extra de agua para mantener la consistencia y trabajabilidad, etc.).

En principio, podríamos pensar que estas limitaciones son fácilmente superables aumentando la dosificación de aditivo en la mayoría de los casos. Sin embargo, hay que entender que estos cementos, en general, más lentos y con peor mantenimiento de la trabajabilidad, se comportan de forma diferente a los que tenemos habitualmente en el mercado (CEM I y II/A) y para los que ya existen formulaciones altamente eficientes basadas en lignosulfonatos y polímeros acrílicos.

Desde nuestra propia experiencia, y siendo conscientes de que la tecnología actual de aditivos es insuficiente para fabricar estos hormigones de baja huella de carbono con fiabilidad y robustez, hemos desarrollado una nueva e innovadora gama de aditivos de hormigón para ayudar al sector cementero y hormigonero a alcanzar sus objetivos de descarbonización de cara a los años 2030 y 2050.

2.- EL SISTEMA CUBE

Esta nueva gama, denominada Sistema CUBE, empezó su andadura en 2023 y ya está siendo comercializada en aquellas centrales muchas centrales de hormigón en España y por todo el mundo que, en un claro compromiso por la Sostenibilidad, están fabricando hormigones con cementos con baja huella de carbono (o cementos ternarios) (ej. CEM III, IV y/o V). Las ventajas de esta pionera tecnología (que no se basa en los aditivos acrílicos y lignosulfonatos tradicionales) es que favorece y optimiza las reacciones químicas de todas las fases minerales, incluyendo el clínker y todos los SCMs, lo que nos permite:

- Aumentar el porcentaje de sustitución de clínker por estas adiciones, manteniendo en todo momento las mismas prestaciones mecánicas tanto a cortas edades como tardías.

- Conseguir óptimas resistencias finales de un hormigón fabricado con un cemento ternario, a igualdad de dosificación, que el obtenido con un cemento tipo II.

- Reducir el contenido de cemento para una misma resistencia final.

- Potenciar el empleo de áridos reciclados o de baja calidad para poder dar un paso más en la fabricación de hormigones de baja huella de carbono. De esta forma, la estrategia de sostenibilidad no se basa exclusivamente en la sustitución de un cemento rico en clínker (ej. CEM I o CEM II/A) por otro con mayor contenido de SCMs (ej. CEM III, IV y/o V), sino que se favorece el empleo de otros áridos disponibles, reduciéndose así la explotación de

los recursos minerales (ej. áridos de cualquier naturaleza, áridos absorbentes, reciclados, etc.)

Toda esta familia de aditivos incorpora una tecnología puntera desarrollada en nuestros Laboratorios de I+D+i que permite "soluciones a la carta" para adaptarla a los cementos existentes y futuros del mercado español. Además, nuestro Sistema CUBE fue recientemente reconocido en España en la primera edición de los Premios de la Confederación Nacional de la Construcción donde obtuvo un diploma en la categoría de "Mejor Iniciativa Tecnológica con Beneficio Medioambiental", siendo la primera empresa asociada a la Asociación Nacional de Fabricantes de Aditivos para Hormigón y Morteros (ANFAH) en recibir este galardón.

El Sistema CUBE incorpora, entre otros, activadores para maximizar la hidratación de las fases de aluminato (C_3A y C_4AF) y superplastificantes para cementos mixtos, híbridos y que permiten su empleo con áridos reciclados o de peor calidad (ej. áridos arcillosos y/o absorbentes).

3.- CLAVES DEL ÉXITO DEL SISTEMA CUBE

El éxito de nuestro Sistema se basa en dos pilares fundamentales: la robustez y la mejora de prestaciones. La robustez de la gama se consigue mediante el empleo de superplastificantes (especialmente diseñados para cementos tipo III, IV y V) que incorporan una química especial para áridos reciclados y/o de peor calidad (Tecnología Re-Con AGG de Mapei) así como extendedores de trabajabilidad específicos para garantizar en todo momento una reología apropiada que mantenga la trabajabilidad del hormigón sin hacerlo viscoso. Este portafolio de superplastificantes de nueva generación se denomina Dynamon Cube.

Esta línea inicial de aditivos superplastificantes de la gama Dynamon CUBE se ha visto recientemente ampliada por la aparición de una segunda generación de aditivos, tratando siempre de desarrollar soluciones a medida para los retos que se nos presentan día a día. Todo ello es fruto de nuestra experiencia en plantas de hormigón y prefabricado durante este primer año de comercialización en España y está enfocada en optimizar la fluidez y el mantenimiento de la consistencia con los nuevos y complejos cementos ternarios.

Esta estrategia forma parte de nuestro compromiso dinámico por aportar soluciones reales y funcionales para todos los cementos bajos en clínker que así lo requieran. Mapei quiere ser una palanca de cambio en la descarbonización del sector a través de su conocimiento y experiencia en el diseño de aditivos para hormigón, prefabricado y molienda (Gama M.A.P.E / C-C).

Así mismo, y en caso necesario, el Sistema CUBE también puede incorporar otros aditivos para la mejora de prestaciones de los hormigones a través de una nucleación secundaria propia y patentada por Mapei, una mejora de la reacción puzolánica y una activación alcalina específica. Estos aditivos de la línea Mapecube proporcionan mayores prestaciones mecánicas al hormigón y permiten optimizar los contenidos de cemento.

En este sentido, hay que recordar que, si queremos conseguir una verdadera reducción de la huella de carbono en el hormigón, la sustitución de cemento por otro con menor contenido en clínker debe realizarse sin aumentar su dosificación o incluso reducirla (si así lo permite la Instrucción en función de los ambientes de exposición).

Si el cambio a un CEM III, IV o V implica un incremento en el contenido de cemento (por ejemplo, con respecto a un CEM II), estaremos perdiendo parte del potencial para reducir la huella de carbono del hormigón y el planteamiento de descarbonización será más caro e ineficiente.

4.- EJEMPLO DE ROBUSTEZ: APLICACIÓN DEL SUPERPLASTIFICANTE DYNAMON CUBE

A mediados del año 2023, un importante productor de hormigón solicita nuestra colaboración para tratar de solucionar un grave problema de mantenimiento de consistencia con el cemento que emplea, que sufrió en 2022 y no quería volver a sufrir en 2023. Para ello, nos hizo llegar muestras del cemento 2022 y 2023, así como sus materiales y dosificación estándar para un hormigón C25/30. Debemos indicar que este productor de hormigón no consumía nuestros aditivos, y que su proveedor en aquel entonces no fue capaz de ayudarle a resolver el problema.

El objetivo fue conseguir un hormigón trabajable con la tecnología Dynamon CUBE sin incrementar la cuantía de cemento. El hormigón de referencia, por razones obvias tuvo que ser sobredosificado en cemento, con el impacto en la huella de carbono que conllevaba esta acción (entre 20 y 25 kg CO_2eq/m³, sobre un 9% de incremento).

Lo primero que realizamos fue un análisis de los cementos, de acuerdo con la normativa vigente, verificando el cumplimiento normativo de ambos. Esto es algo muy común hoy en día, y es por ello por lo que se han dado pasos en España para proponer un método sencillo que permita evaluar el comportamiento de los cementos con los aditivos que todas las plantas de hormigón emplean habitualmente.

Pasamos, a continuación, a trabajar con el hormigón (C25/30/S3). Comprobamos en primer lugar que el cemento que había dado problemas en 2022 con el aditivo del cliente no funcionaba en absoluto (no era capaz de mantener ni 15 minutos la trabajabilidad). Optamos entonces por probar una sinergia estándar nuestra (plastificante base lignosulfonato y superplastificante de rango medio) vs. un superplastificante de la gama Dynamon CUBE, a igualdad aproximada de consistencia inicial y reología, sin corrección de volumen al incrementar el agua para la tecnología CUBE. No quisimos incrementar la dosificación del superplastificante Dynamon CUBE 142 para conseguir una reología similar en el hormigón. Los resultados se recogen en la Tabla 3.

Tabla 3. Comparativa en amasadas de hormigón de la tecnología actual de aditivos vs. Sistema CUBE con los cementos del cliente 2022 y 2023

Dosificación hormigón	*Cemento 2023 Tec. actual*	*Cemento 2022 Tec. actual*	*Cemento 2023 Tec. CUBE*	*Cemento 2022 Tec. CUBE*
Cemento CEM XXX 42,5R	280 kg/m^3	280 kg/m^3	280 kg/m^3	280 kg/m^3
Plastificante (1,0%)	2,80 kg/m^3	2,80 kg/m^3	----	----
Superplastificante (0,6%)	1,68 kg/m^3	1,68 kg/m^3	----	----
Dynamon CUBE 142 (1,1%)	----	----	3,08 kg/m^3	3,08 kg/m^3
Agua total[1]	153,7 l/m^3	153,7 l/m^3	168,0 l/m^3	177,0 L/m^3
Relación a/c	0,549	0,549	0,600	0,632
			+14,3 l/m^3	**+23,3 kg/m^3**
Cons. T0 – EN 12350-2	150 mm	120 mm	150 mm	150 mm
Cons. T30 – EN 12350-2	100 mm	50 mm	150 mm	150 mm
Cons. T60 – EN 12350-2	70 mm	----	120 mm	130 mm
Dens. fresco – EN 12350-6	2.398 kg/m^3	2.395 kg/m^3	**2.425 kg/m^3**	**2.408 kg/m^3**
Aire ocluido – EN 12350-7	1,8%	1,8%	1,0%	1,6%
R. compr. 24 h – EN 12390-3	----	6,17 MPa	13,15 MPa	10,79 MPa
R. compr. 48 h – EN 12390-3	18,35 MPa	17,63 MPa	----	----
R. compr. 7d – EN 12390-3	36,96 MPa	35,42 MPa	34,55 MPa	31,37 MPa
R. compr. 28d – EN 12390-3	42,01 MPa	40,77 MPa	40,43 MPa	38,18 MPa

[1]El agua total incluye agua añadida, el agua de los aditivos, la corrección de humedad y la absorción de agua

Lo primero que destaca es la notable diferencia de comportamiento del hormigón con la tecnología actual de aditivos. El cemento 2022, a pesar de cumplir perfectamente con la resistencia en los ensayos de mortero normalizado, presentaba una diferencia notable en la interacción con los aditivos, impidiendo su correcto funcionamiento, con relación al cemento 2023. Esto fue debido básicamente a un cambio relevante en los valores de la relación SO_4^{2-}/C_3A (cuantía de sulfatos solubles, incluso con modificaciones en la morfología del aluminato tricálcico).

La segunda cuestión que podemos destacar es que la tecnología Dynamon CUBE es mucho más robusta que la tecnología actual, siendo capaz de minimizar los problemas de mantenimiento de consistencia del cemento 2022. Bien es cierto que fue preciso añadir una mayor cantidad de agua, tanto con respecto al hormigón de referencia 2023 con la tecnología clásica como con la tecnología CUBE, pero debemos tener en cuenta que no se ha corregido volumen al añadir más agua. Haciendo números, esto supone una merma de casi 6,5 kg/m^3 de cemento efectivo con respecto a la referencia con la tecnología clásica. Además, estamos comparando consistencias a 60 minutos que no tienen nada que ver (70 mm vs. 130 mm).

Lo más sorprendente es comprobar que, a pesar de haber incrementado la cuantía de agua, la densidad es bastante superior al emplear la tecnología CUBE, sea el cemento que sea. El valor del aire ocluido en fresco es algo menor, pero no para justificar la diferencia de densidad. Esta es la razón de que apenas hayamos tenido merma en la resistencia a la edad de 28 días en el hormigón. Y una última pero no menos importante observación: la resistencia a 24 horas. Con la tecnología CUBE, a pesar de conseguir un mejor mantenimiento de consistencia, el hormigón fragua y endurece mucho antes. De hecho, el cemento 2023, con la tecnología clásica de aditivos, no se pudo romper a compresión a las 24 horas.

5.- EJEMPLO DE MEJORA DE PRESTACIONES CON MAPECUBE

Se trataba en esta caso de verificar cuánto es capaz de incrementar la resistencia del hormigón nuestra tecnología mejoradora de prestaciones Mapecube. Los hormigones de referencia eran C25/30-S3 y C30/37-S3, para lo que el cliente emplea una media de 315-360 kg/m^3 de cemento. Propusimos cambiar la tecnología clásica de aditivos por un superplastificante de la gama Dynamon CUBE, reduciendo la cuantía de cemento hasta los 300 kg/m^3. En la Tabla 4 se muestran los datos del ensayo.

Tabla 4. Comparativa en amasadas de hormigón empleando la tecnología Dynamon CUBE con y sin Mapecube

Dosificación hormigón	*Dynamon CUBE*	*Dynamon CUBE + Mapecube*
Cemento CEM XXX 42,5R	300 kg/m^3	300 kg/m^3
Dynamon CUBE 142 (0,8%)	2,40 kg/m^3	2,40 kg/m^3
Mapecube 60W (0,8%)	----	2,40 kg/m^3
Agua total[1]	167,4 l/m^3	162,3 L/m^3
Relación a/c	0,558	0,541
Cons. T0 – EN 12350-2	210 mm	210 mm
Cons. T30 – EN 12350-2	170 mm	190 mm
Cons. T60 – EN 12350-2	150 mm	160 mm
Dens. fresco – EN 12350-6	2.373 kg/m^3	2.365 kg/m^3
Aire ocluido – EN 12350-7	1,8%	2,1%
R. compr. 24 h – EN 12390-3	17,72 MPa	20,73 MPa
R. compr. 7d – EN 12390-3	29,82 MPa	35,29 MPa
R. compr. 28d – EN 12390-3	34,64 MPa	40,32 MPa
Reducción huella de carbono	5%	17%

El primer hormigón puede cumplir perfectamente para un C25/30, mientras que el segundo, con la tecnología Dynamon CUBE completa, alcanza para un C30/37, habiendo ajustado 60

kg/m3 la cuantía de cemento. Aparte del ahorro evidente en el coste del metro cúbico de hormigón, con esta dosificación estamos emitiendo a la atmósfera un 17% menos de CO_2.

5.- CONCLUSIONES

Como principales conclusiones del estudio podemos destacar las siguientes:

- El éxito del Sistema CUBE de Mapei se basa en que permite obtener un comportamiento y unas prestaciones mecánicas similares en hormigones dosificados con cementos ternarios a igualdad de dosificación (e incluso inferiores) que los obtenidos con cementos más ricos en clínker (ej. CEM I y CEM II/A).
- Además, sin cambiar el cemento de referencia, permite optimizar la cuantía de cemento en los hormigones, de manera que se consigue un ahorro económico y una reducción en la huella de CO_2.
- La gama de superplastificantes Dynamon CUBE, al estar basada en nuevos polímeros diseñados a tal efecto, presenta una robustez mucho más elevada que la tecnología tradicional de aditivos ante los cambios en la composición de los cementos.
- La gama mejoradora de prestaciones Mapecube consigue optimizar la hidratación del cemento y, en especial, los SCMs, existiendo una gama adaptada a cada uno de ellos.
- Los cementos irán reduciendo paulatinamente la cuantía de clínker para cumplir sus objetivos de descarbonización, lo que supone un reto importante para resolver en el sector hormigonero, pero la tecnología del Sistema CUBE irá paralelamente adaptándose para dar respuesta a las nuevas necesidades: será siempre el aditivo el que se adapte al cemento, y no al revés.

REFERENCIAS

[1] Rodríguez, J. A. y García, N., 'El Sistema Cube de Mapei: Aditivos para reducir la huella de carbono del hormigón', Revista Realidad Mapei **31** (2023) 58-59.

[2] Habert, Guillaume, and Claudiane Ouellet-Plamondon. "**Recent update on the environmental impact of geopolymers.**" RILEM technical Letters 1 (2016): 17-23.

[3] Robayo-Salazar, Rafael, et al. "**Life cycle assessment (LCA) of an alkali-activated binary concrete based on natural volcanic pozzolan: A comparative analysis to OPC concrete.**" Construction and Building Materials 176 (2018): 103-111

[4] Rodríguez, J. A y García, N., 'El Sistema Cube de Mapei: Aditivos para reducir la huella de carbono del hormigón", Revista Obras Urbanas **104** (2024) 70-73.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Influencia de los aditivos químicos en el comportamiento expansive y las propiedades mecánicas del hormigón pretensado químicamente en sistemas CFST

Pedro Carballosa [(1)], José Luis García Calvo [(1)] y Alfredo Fernández Escandón-González [(1)]

[(1)] Instituto Eduardo Torroja de Ciencias de la Construcción, España.

RESUMEN

Este estudio muestra la importancia del correcto diseño de las mezclas expansivas y de la correcta selección de componentes de hormigones expansivos pretensados químicamente. Se ha analizado el efecto de tres tipos de aditivos químicos (aire incorporado, retardador de fraguado y acelerador de endurecimiento) de uso común en la industria del hormigón premezclado cuando se añaden a un hormigón expansivo elaborado con un agente expansivo a base de sulfoaluminato de calcio tipo K. Este estudio demostró que ciertos aditivos químicos, añadidos en una proporción fija, condicionan tanto la resistencia a la compresión como la magnitud y cinética de la expansión en un régimen restringido de la mezcla de hormigón expansivo de referencia. La eficiencia de la solución constructiva de hormigón expansivo y CFST representada por la resistencia a la rotura de la adherencia y la carga de deslizamiento del núcleo de hormigón contra el tubo de acero no se vio influenciada por la resistencia a la compresión del hormigón expansivo sino por el grado de expansión restringida (efecto de confinamiento) alcanzado. En esta investigación, se propuso un método de ensayo alternativo para medir la expansión, que permite el registro continuo de deformaciones positivas (expansiones), eliminando la dependencia del tiempo de fraguado para el desmoldeo; este método incluso permite la identificación exacta del inicio de la expansión. Se establece que la proporción del hidrato responsable de la expansión detectable por la técnica de difracción de rayos X (DRX) no es representativa de la magnitud de la expansión generada.

PALABRAS CLAVE: hormigones expansivos, sistemas CFT, aditivos químicos.

INTRODUCCIÓN

En las últimas décadas, los sistemas de tubos de acero rellenos de hormigón (CFST) se han utilizado en numerosas aplicaciones de ingeniería para facilitar la ejecución de infraestructuras como puentes de arco y edificios en altura [1]. El sistema CFST presenta

ciertas la ventaja de una ejecución rápida y eficiente de elementos estructurales donde el propio tubo de acero actúa como encofrado y sirve de elemento de confinamiento del núcleo de hormigón, el cual retrasa o impide el pandeo del tubo de acero. Asimismo, el sistema CFST proporciona una mayor capacidad de carga, ductilidad, absorción de energía ante sismo y una mayor resistencia al fuego gracias al uso adicional de hormigones de alta resistencia y fibrorreforzado [2]. Sin embargo, el sistema presenta ciertas limitaciones debidas al fenómeno de retracción que experimenta el hormigón convencional [3] que puede provocar una pérdida de adherencia entre el hormigón y el tubo de acero, lo que compromete la función estructural y la capacidad portante del sistema CFT.

Como solución a este problema, en los últimos años se ha propuesto el uso de hormigones expansivos pretensados químicamente en el interior del tubo para garantizar la adherencia y aumentar la eficiencia y la presión de confinamiento, propiedades que dependen en gran medida de la expansión remanente de la mezcla de hormigón introducida en el tubo [4,5].

Una de las tipologías de hormigones expansivos más utilizada es la que se basa en el incremento de la expansión por formación de etringita a partir de agentes expansivos sulfoaluminato de calcio tipo K [6], existiendo numerosas investigaciones sobre sistemas CFT y hormigones expansivos considerados en su conjunto. Sin embargo, existen pocos ejemplos de diseño y caracterización de las propiedades del hormigón de relleno y aún menos [7] que hagan referencia a la influencia del uso de aditivos químicos disponibles comercialmente en la expansión de estos hormigones expansivos.

Este trabajo presenta un análisis de la influencia de ciertos aditivos químicos disponibles comercialmente en la expansión de un hormigón al que se añade una cierta proporción de agente expansivo de sulfoaluminato de calcio tipo K y el desempeño estructural de un hormigón pretensado químicamente aplicado a sistemas CFST. Además, propone un método alternativo más eficiente que el método estándar para evaluar la expansión en sistemas CFST. Este artículo proporciona información valiosa para profesionales de la ingeniería e investigadores en el campo del diseño de materiales con fines estructurales y de construcción.

PROGRAMA EXPERIMENTAL

Se diseñan 3 dosificaciones: una mezcla de referencia (R) y cuatro mezclas expansivas (RE) con un 15% de agente expansivo sobre el peso de cemento, adicionando, a tres de ellas, la dosis máxima permitida por el fabricante, también sobre el peso del cemento, de tres tipos diferentes de aditivos químicos comerciales: un 0,3% de aditivo inclusor de aire (REA), un 3,0% de aditivo acelerador de endurecimiento (REAC) y un 2,5% de aditivo retardador de fraguado (RER). La

Tabla 13 muestra las dosificaciones de las mezclas de hormigón en volumen.

Tabla 13 Composición nominal en volumen de las mezclas empleadas 1m^3

Componentes	REF	R-E	R-E-A	R-E-AC	R-E-R
Agua	184,8	184,8	183,6	174,6	176,3
Cemento 42,5R	140,6	122,2	122,2	122,2	122,2
Grava 4/12	366,6	366,1	366,1	366,1	366,1
Arena 0/4	288,1	287,6	287,6	287,6	287,6
Aditivo	0,0	0,0	1,1	10,2	8,5
Expansivo - CSA tipo K	0,0	19,3	19,3	19,3	19,3
Aire (2%)	20,0	20,0	20,0	20,0	20,0

Los componentes utilizados y sus densidades fueron: un cemento Portland comercial CEM I 42,5R (3,15 g/cm^3) , un agente expansivo comercial sulfoaluminato de calcio tipo K (3,00 g/cm^3) , un árido natural de sílice en las fracciones de 0-4mm y 4-12mm (2,61 y 2,66g/cm^3 respectivamente) y tres aditivos químicos: inclusor de aire (1,06g/cm3), acelerador de endurecimiento (1,12g/cm^3) y un retardador de fraguado (1,13g/cm^3). La relación agua/Conglomerante (a/C) se ha mantenido constante en el estudio, considerando conglomerante el contenido de cemento más el agente expansivo tipo K y como agua, el agua de amasado y la solución acuosa de los aditivos químicos empleados.

Se determinan las propiedades básicas en fresco de asiento, contenido de aire y densidad mediante los métodos de ensayo EN 12350-2, EN 12350-6 y EN 12350-7, respectivamente. Asimismo, se evalúa la resistencia a la compresión sobre probetas cilinricas de 100 x 200mm

En este estudio, se definen 2 condiciones de restricción: sin restricción C1 y con restricción C2, conservando, en ambas, las probetas envueltas en film en unas condiciones de curado de 20±2ºC de temperatura y 50±5% de humedad relativa hasta la edad de ensayo.

La expansión se caracteriza sobre las mezclas expansivas bajo las condiciones C2 mediante 2 métodos de ensayo:

1. El **método estándar** ASTM C878 [ASTM 2022], fabricando dos probetas prismáticas de 254 x 76 x 76 mm por cada mezcla para evaluar los cambios de longitud axial de longitud mediante un comparador de longitud con una resolución de 0,002 mm.

2. **Ensayo alternativo**, utilizando tubos de acero de Ø100 mm x 320 mm rellenos de hormigón (**Figura 1**), dos para cada mezcla, , instrumentadas con dos galgas extensométricas FLA-3-11-1L en la sección central a 180° para registrar las deformaciones circunferenciales resultantes de la acción expansiva en dirección radial mediante un amplificador de galgas extensométricas QuantumX MX1615B/MX161616B.



Figura 1. Esquema de configuración de elementos (izquierda) y probetas (derecha) utilizadas para evaluar la magnitud de expansión y la carga de tensión de enlace.

En ambos ensayos el registro de deformaciones se realiza hasta la edad de 28 días.

Se evalúa la posible correlación entre la resistencia al deslizamiento y la magnitud de la expansión registrada en tubos mediante un ensayo de punzonamiento aplicando una carga de compresión sobre el núcleo de hormigón de las probetas empleadas para evaluar la expansión radial a la edad de 28 días (**Figura 2**). Durante el ensayo, se monitorizaron la carga y las deformaciones circunferenciales producidas en el tubo mediante un dispositivo de registro electrónico para verificar el momento del deslizamiento.



Figura 2. Configuración del ensayo de punzonamiento.

Por último, se determina la evolución de las fases mineralógicas a las edades a diferentes edades de hidratación (1, 3, 7 y 28 días) mediante difracción de rayos X (DRX) empleando un equipo de difracción Bruker ADVANCE D8.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El asiento, la densidad en fresco y el contenido de aire de todas las mezclas se midieron durante los primeros 15 minutos tras el mezclado. **Tabla 14**muestra los resultados obtenidos en estado fresco, así como el valor principal de la tensión de compresión determinado en las condiciones C1 y C2 para cada mezcla.

Tabla 14 Propiedades básicas frescas y endurecidas medidas en las mezclas de hormigón.

Parámetro de prueba	R	RE	REA	REAC	RER
Asiento - (mm)	10	10	30	10	30
Densidad fresco - *D* (g/cm ^{3})	2,38	2,42	2,18	2,37	2,4
Contenido de aire (%)	1,7	0,9	8,0	1,8	1,6

Resistencia a la compresión (MPa) C1	51,2	48,9	24,5	57,1	58,3
Resistencia a la compresión (MPa) C2	55,3	60,4	33,2	59,4	57,9

De acuerdo con **Tabla 14**:

- La adición del agente expansivo tipo K en la proporción estudiada no modificó las propiedades frescas de la mezcla de referencia R en estado fresco.
- Los aditivos químicos utilizados en la dosis expansiva de referencia RE manifestaron el efecto esperado de su función primaria y secundaria: el aditivo incorporador de aire promovió un aumento del contenido de aire y la sedimentación, el aditivo acelerador de endurecimiento mantuvo las propiedades de la mezcla expansiva de referencia, y el aditivo retardador de fraguado prolongó el estado fresco y aumentó el asentamiento.
- El aumento del asentamiento observado con la adición de los aditivos incorporador de aire y retardador de fraguado fue normal e inherente a la función secundaria de las dosis utilizadas.

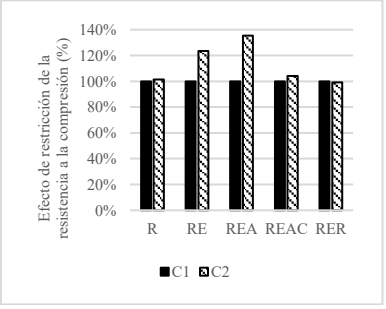


Figura 3 influencia de la restricción en la resistencia a la compresión (derecha)

Resistencia a la compresión

La resistencia a la compresión se analizó teniendo en cuenta la condición de restricción, el posible efecto de la magnitud de la expansión y los aditivos químicos añadidos. De esta forma, bajo las condiciones C2, respecto de los valores registrados en C1, la restricción de la expansión indujo un aumento de la resistencia a la compresión en función de la expansión alcanzada. Así, las mezclas que alcanzaron un mayor grado de expansión registraron un aumento notable en el valor de la resistencia a la compresión en comparación con la obtenida sin restricción (23 % en el caso de RE y 35 % en el caso de REA - **Figura 3**). Por otro lado, en las mezclas sin agente expansivo o en las que la magnitud de la expansión registrada fue relativamente discreta debido al efecto de la mezcla química y de anuncios añadida, no se observó una variación notable en el valor de la resistencia determinado en el régimen libre C1.

Expansión

La **Figura 4** muestra los resultados de expansión promedio obtenidos en aplicando el método estándar ASTM C878 (izquierda) y el alternativo en tubos de acero instrumentados con galgas (derecha).

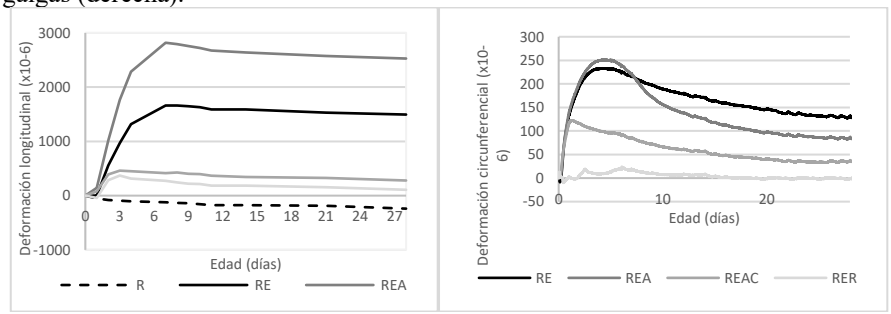


Figura 4 Curvas de expansión a partir de valores medios de cambios de longitud durante 28 días medidos según ASTM C878 (izquierda) y deformaciones circunferenciales registradas en tubos de acero (derecha)

La **Figura 4** muestra las diferencias entre los resultados obtenidos al aplicar uno u otro método de ensayo, especialmente en relación con la cinética y la magnitud de la expansión desarrollada por los hormigones expansivos. Se observó que el grado de restricción (mayor en el caso de los tubos) condicionaba la magnitud de la expansión y que el método estándar presentaba el problema de la dependencia del tiempo de fraguado para tomar la medida de referencia lo que condicionaba la correcta interpretación del efecto de los aditivos químicos en la expansión del hormigón expansivo de referencia, llegando incluso a perder parte del registro de las deformaciones debidas a la expansión.

La influencia de la adición de los aditivos químicos es notable afectando a la cinética de la reacción, al valor de la magnitud máxima de expansión alcanzada en la mezcla referencia y al comportamiento de retracción posterior a alcanzar este valor máximo.

Resistencia de adherencia y al deslizamiento

Se realiza el ensayo de punzonamiento sobre los tubos de acero rellenos con las mezclas de hormigón expansivo, obteniéndose dos valores de carga: la carga de rotura de adherencia y la carga de deslizamiento. La resistencia de adherencia, *fb*, se calculó mediante la fórmula (1):

$$f_b = P_b / \pi \cdot D \cdot L_e \quad (1)$$

donde P_b era la carga a la cual ocurre el fallo de adherencia y el núcleo de hormigón comienza a deslizarse, D era el diámetro interior del tubo de acero y Le era la longitud de contacto efectiva entre el núcleo de hormigón y el tubo de acero (300 mm).

Tabla 15 se muestran los resultados promedio obtenidos durante el registro de la expansión sobre los tubos de acero y de carga del ensayo de empuje.

Tabla 15. Ensayo de fallo de resistencia de adherencia y deslizamiento

Prueba	Mezcla de hormigón	RE	REA	REAC	RER
Expansión en tubod	Deformación circunferencial Máx. ($x10^{-6}$) - $\varepsilon_{máx.}$	233	251	122	40
	Deformación circunferencial a los 28 días ($x10^{-6}$) - ε_{u28}	131	86	37	0
Ensayo punzonamiento	Carga de adherencia (kN) - P_b	97.4	72.4	38.6	19.5
	Carga de deslizamiento (kN) - P_s	75.3	53.1	34.5	14.9
	Resistencia de adherencia (Mpa) - f_b	1.07	0.80	0.42	0,21

Considerando que las dimensiones de todas las probetas CFT (la presión de confinamiento fue la misma en todas ellas), la dosificación de hormigón y la proporción de agente expansivo tipo K fueron las mismas, se corroboró que el tipo y dosificación de aditivo químico utilizado en las mezclas de hormigón expansivo tipo K influyó en la expansión y por ende condicionó el comportamiento mecánico en régimen confinado de las soluciones CFT.

También se demostró que tanto la carga de deslizamiento como la carga de fallo de adherencia estaban directamente relacionadas con la magnitud de la expansión restringida y no con la resistencia a la compresión de la mezcla, ya que los porcentajes relativos de carga, dentro de ciertos rangos, permanecen constantes con respecto a los registrados en la mezcla de referencia expansiva RE.

Evaluación de fases microestructurales por difracción de rayos X (DRX)
La **Figura 5** muestra los difractogramas resultantes de las pruebas de DRX realizadas en cada muestra de hormigón a los 3 y 28 días de curado. Los difractogramas muestran la región entre los ángulos $5 \leq 2\theta$ y $26 \leq 2\theta$, ya que en este intervalo se ubicaron las fases anhidras e hidratadas, relacionadas con los fenómenos de expansión de los agentes expansivos tipo K.

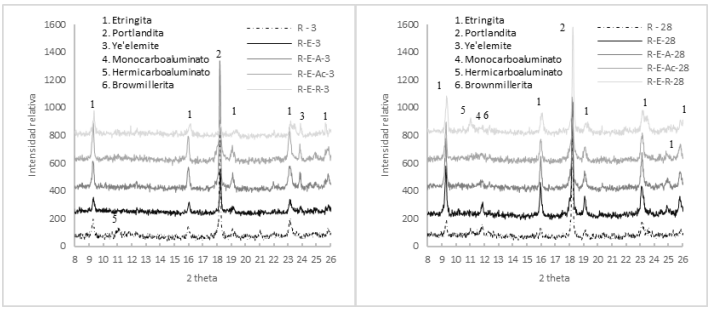


Figura 5 Difractogramas de XRD a los 3 y 28 días.

El mecanismo de expansión del agente de expansión tipo K parece estar relacionado con el consumo del compuesto anhidro ye'elemita, pero no con el aumento de etringita detectable por difracción de rayos X, ya que para contenidos estimados similares de etringita detectados por XRD, los valores de expansión diferían en casi un orden de magnitud. La

adición de los aditivos químicos modificaba la cinética de la reacción, pero no las fases formadas a partir de los anhidros del cemento y del agente expansivo.

CONCLUSIONES

Esta investigación se comprobó que los aditivos químicos aplicados en el hormigón expansivo modificaron tanto su comportamiento en estado fresco como su expansión y propiedades mecánicas. El aditivo incorporador de aire, el acelerador y el retardador de fraguado cumplieron sus funciones esperadas, afectando el contenido de aire, el fraguado, el endurecimiento y el asentamiento. Además, estos aditivos alteraron la magnitud y la cinética de la expansión: el incorporador de aire aumentó levemente la expansión, mientras que el acelerador del endurecimiento y el retardador de fraguado redujeron significativamente la expansión debido a cambios en la rigidez de la matriz. La resistencia a la compresión se vio influida por la magnitud de expansión y la restricción aplicada. El método alternativo de medición de expansión mediante tubos de acero instrumentados resultó más eficaz que el método estándar ASTM C878. Finalmente, en sistemas CFT, la adherencia y el deslizamiento dependieron de la expansión restringida, no de la resistencia a la compresión del hormigón, y se confirmó que el tipo de aditivo químico usado condicionó el comportamiento mecánico final.

REFERENCIAS:

[1] Chen, Bao-chun, Chen, You-jie, Qin, Ze-bao, Hikosaka, Hiroshi, 2004. "Application of concrete filled steel tubular arch bridges and study on ultimate load-carrying capacity." Arch Bridges ARCH´04 P. Roca and E. Oñate (Eds) CIMNE, Barcelona.

[2] Zhao, X.-L., Han, L.-H., & Lu, H. (2010). Concrete-filled Tubular Members and Connections (1st ed.), CRC Press. https://doi.org/10.1201/9781482266085

[3] Lai, M.H., Binhowimal, S.A.M., Griffith, A.M., Hanzic, L., Wang, Qing, Chen, Zhouyi, Ho, J.C.M. 2021. "Shrinkage design model of concrete incorporating wet packing density." Construction and Building Materials, Volume 280, 2021, 122448, ISSN 0950-0618, https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122448.

[4] Ho, J.C.M., Ou, X.L., Li, C.W., Song, W., Wang, Q., Lai, M.H. 2021. "Uni-axial behaviour of expansive CFST and DSCFST stub columns." Engineering Structures, Volume 237, 2021, 112193, ISSN 0141-0296, https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112193.

[5] Carballosa, P. Revuelta, D. Fernández-Escandón, A. 2020. "Design of filling self-stressing concrete to use in strengthening of columns by prefabricated jacketing." Construction and Building Materials, Volume 262, 120714, ISSN 0950-0618, https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120714.

[6] Nagataki, S., Gomi, H. 1998. "Expansive Admixtures (mainly ettringite)." Cement and Concrete Composites, vol. 20, pp 163-170.

[7] Fu, Yan, Gu, Ping, Xie, Ping, Beaudoin J.J. 1995. "Effect of chemical admixtures on the expansion of shrinkage-compensating cement containing a pre-hydrated high alumina cement — based expansive additive." Cement and Concrete Research, Volume 25, Issue 1, Pages 29-38, ISSN 0008-8846, https://doi.org/10.1016/0008-8846(94)00109-C.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Shrinkage-Controlled Concrete: A Case Study at the Alentejo Hospital Construction Site

Rui Miguel Branco [(1)], Carlos Canhão [(1)], Juan Antonio Ramírez [(1)], Francisco Romero [(1)], Jose Ignacio González [(2)], António Bettencourt Ribeiro [(3)], Guida Faria [(4)], Vitor Vermelhudo [(5)], Jose Vera-Agullo [(6)],

[(1)] ACCIONA Alentejo Hospital Construction Site, Évora, Portugal.
[(2)] ACCIONA Ingeniería A/S, Madrid, Spain
[(3)] LNEC, Lisboa, Portugal
[(4)] Ibera – Indústria de Betao, Évora, Portugal
[(5)] Secil Betao, Lisboa, Portugal
[(6)] ACCIONA Innovation Division, Madrid, Spain.

ABSTRACT

The Alentejo Hospital, located in Évora, is currently ACCIONA's most important construction project in Portugal. The main objective of this ambitious project is to provide the population of Évora and the entire Alentejo region with a modern hospital unit, with a capacity of 400 beds. A total of 95.000 m³ of concrete was used, of which 80.000 m³ was structural concrete. The concrete to be used in the execution of slabs and bottom slabs, as well as in retaining walls and large support walls (38.700 m3), must have controlled shrinkage through the use of shrinkage-inhibiting additives, to ensure the achievement of a limitation of 150 microstrains after 28 days and 200 after 90 days. To meet the quality requirements of the project, two key strategies were implemented. Firstly, a low-shrinkage concrete was designed to comply with the stringent established parameters. Secondly, a full-scale demonstrator was constructed, consisting of a bottom slab and a floor slab, each with an area of 100 m² per level, using conventional concrete. Both the bottom slab and the floor slab were equipped with strain gauges and maturity sensors to monitor shrinkage values and the evolution of early strengths over time. This approach allowed for the verification of the concrete's behavior under real conditions and ensured that the quality and performance requirements were met.

KEYWORDS: shrinkage, concrete, hospital.

1.- INTRODUCTION

Alentejo Hospital consist of the construction of the main building with 10 storeys and 400 beds, the development of 127.000 m^2 of green areas, the construction of a heliport and parking areas for 1.560 cars, including the construction of internal roads and a connection to the main access roads EN-114 and EN-380.

The concrete to be used in the execution of slabs and bottom slabs, as well as in retaining walls and large support walls (38.700 m^3), must have controlled shrinkage to ensure the achievement of a limitation of 150 microstrains after 28 days and 200 after 90 days (Figure 1).

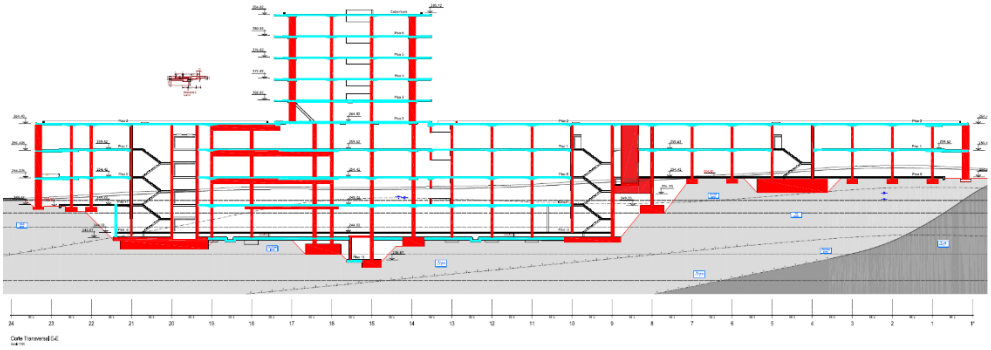


Figure 1. Typical section of a modular hospital unit. Cyan: low shrinkage concrete; red: conventional concrete.

To meet the project's shrinkage requirements, two key strategies were implemented. First, a low-shrinkage concrete mix was specifically designed to comply with the strict parameters established for the project, as detailed in [1]. Second, a full-scale demonstrator was constructed, comprising a bottom slab and a floor slab—each covering 100 m² per level—using conventional concrete. Half of each slab (50 m²) was built using the specified amount of steel reinforcement (Projeto), while the other half was constructed with an increased quantity of rebar (Projeto+). Both slabs were instrumented with strain gauges and maturity sensors to monitor shrinkage behaviour and track the development of early-age strength over time. This experimental setup enabled the validation of the concrete's performance under real-world conditions and ensured compliance with the required quality and durability standards and best practices [2-5].

This paper presents the work conducted at prototype scale aimed at validating the crack resistance performance of the concrete specified in the project. For this purpose, the shrinkage and maturity behaviour of the concrete (C35/45, XC2, CI 0.40 S4 D20) were evaluated in the prototype described in the next section.

2.- METHODOLOGY

2.1.- Prototype description

The prototype consisted of two slabs: a bottom slab measuring 15 × 15 × 0.25 meters and a floor slab measuring 15 × 7.5 × 0.25 meters. Both slabs were divided into two sections to evaluate shrinkage and allow inspection with two different rebar contents: the “Projeto”

side with 5.1 kg/m³ and the "Projeto+" side with 5.9 kg/m³. Further details are provided in Figure 2-4.

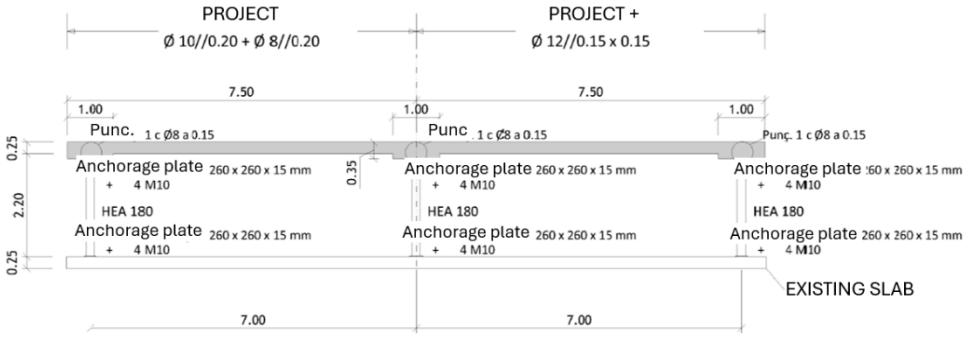


Figure 2. Schematic representation of the prototype: bottom and floor slabs, each divided into two distinct zones ("Projeto" and "Projeto+")



Figure 3. Formwork and reinforcement in place. Left) "Projeto"; right) "Projeto+"

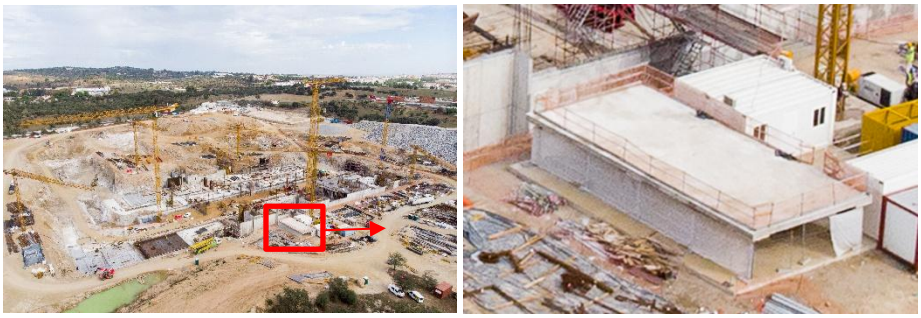


Figure 4. Location of the demonstrator within the Alentejo Hospital construction site.

2.2.- Sensors and instrumentation

Prior to concreting, 16 strain gauges (model EGP-5-350) were installed on each slab (4 in each slab: floor and bottom; "Projeto" and "Projeto+") and connected to a Vishay P3 data acquisition system. The gauges were placed in equivalent positions to allow for comparative analysis between the slabs.

In addition, SmartRock 2® maturity sensors were installed at four strategic locations: two at the geometric center of the "Projeto+" slab and two near its edge, positioned just 5 cm from the formwork. No sensors were placed in the "Projeto" slab, as both slabs are assumed to be equivalent in terms of thermal behavior and maturity development. The sensor placement was carefully selected to capture peak internal temperatures, assess maximum temperature gradients within the slab, and to estimate strength development using the maturity method.

In the case of the strain gauges, data collection began immediately after finishing the troweling process above each gauge. For the maturity sensors, data recording started as soon as the sensor was covered by the concrete (Figure 5).



Figure 5. Concrete placing and finishing of the bottom slab.

3.- RESULTS

3.1.- Shrinkage

3.1.1.- Bottom slab

The following graphs (Figure 6) compare the concrete strain data (in μS) along the direction of the strain gauge, measured from the time of trowelling at each position.

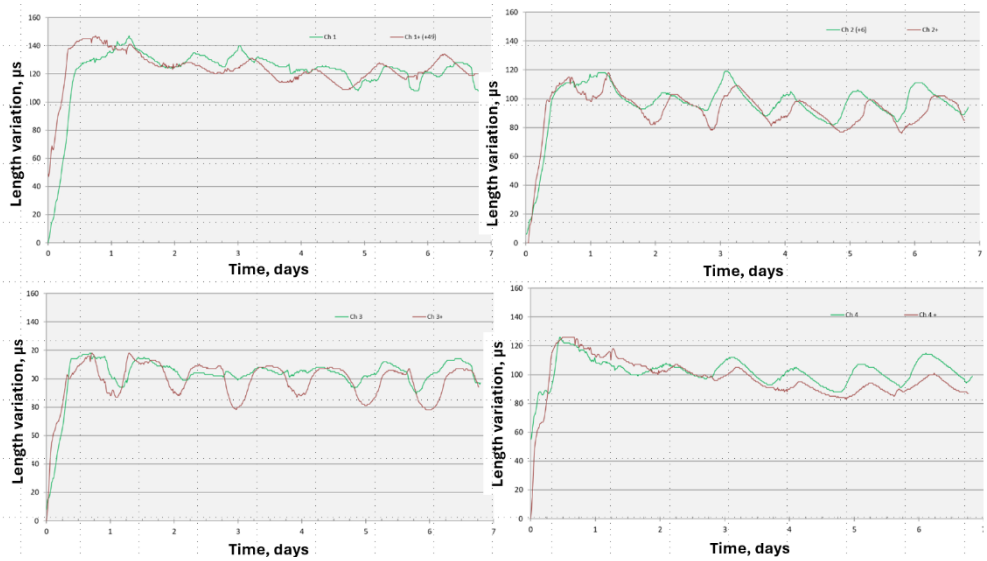


Figure 6. Shrinkage measured by the strain gauges on the bottom slab

Initially, during the plastic phase (approximately 0 to 12 hours), when the mechanical strength is still negligible, thermal expansion occurs alongside shrinkage caused by water evaporation (plastic shrinkage). This type of shrinkage can lead to surface cracking; however, its effects can be significantly reduced through effective curing. As the hydration reactions begin, autogenous shrinkage takes place since the volume of the hydration products is lower than the combined volume of the unreacted cement and water.

The recorded data reflect the combined effects of plastic shrinkage, autogenous shrinkage, and thermal shrinkage, with the day–night thermal cycles complicating the analysis. Nevertheless, a long-term shrinkage trend from day 1 on can be observed.

3.1.2.- Floor slab

In Figure 7 and Figure 8, the data on length variations (µS) of the concrete in the direction of gauges 1 and 2 since casting are compared for each position.

The data for the “Projeto+” slab at Ch3+ could not be obtained due to a gauge failure, so no comparison could be made at this point.

In both cases, it can be observed that thermal shrinkage is more restrained in the “Projeto+” slab; that is, the length variations due to daily temperature fluctuations between highs and lows are smaller. It is important to note that in this case the shrinkage is not dependent on the concrete mix, as it is the same in both slabs.

Moreover, it can be seen that long-term shrinkage is lower in the “Projeto+” slab. This is evident when comparing the trend of the curves— in both cases, the data from the “Projeto” slab lies below the data from the “Projeto+” slab.

In Figure 9, at day 39, the removal of the slab supports (1) can be observed, which has a more noticeable effect on the “Projeto” slab, where greater compression is evident due to increased deformation of the slab.

The change in behavior in zones (2) of Figure 8 and Figure 9 is due to the concrete absorbing rainwater, which causes slight expansion even as temperatures decrease.

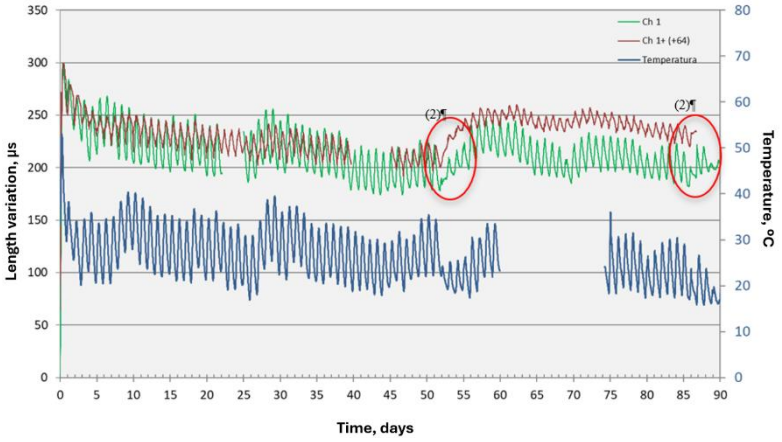


Figure 7. Shrinkage measured by the strain gauges Ch1 and Ch1+ on the floor slab

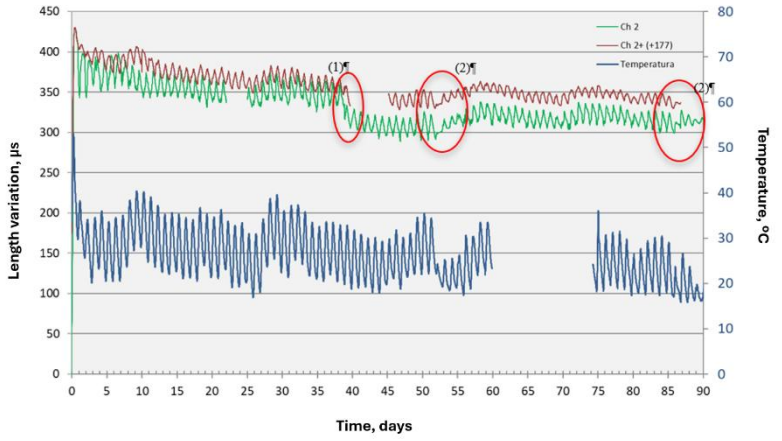


Figure 8. Shrinkage measured by the strain gauges Ch2 and Ch2+ on the floor slab

3.2.- Maturity sensors

Compressive strengths were estimated at real time based on a maturity calibration performed in parallel with the slab construction [6]. In summary, the maturity concept is defined as the accumulated product of temperature and time, i.e., the area under the curve of a temperature-versus-time graph. It is well known that two concretes subjected to the same maturity theoretically reach the same strength.

It should be noted that the evolution of mechanical strengths in the structure (in this case, the slab) is always higher than those obtained from laboratory specimens, since due to a mass effect, the temperature of the concrete placed in the slab rises more than that of the laboratory specimen. Therefore, the higher temperature results in greater maturity and thus higher strength.

Figure 9 shows the concrete specimens used for the calibration.



Figure 9. Cubic specimens used for maturity method calibration

3.2.1.- Bottom slab

The temperatures recorded in the side area of the slab were higher due to its location on the south-facing side, which was directly exposed to sunlight. Additionally, the temperature difference between the centre and the lateral area may be attributed to the influence of the metallic formwork.

The internal temperature of the concrete in the four monitored zones is shown in Figure 10.

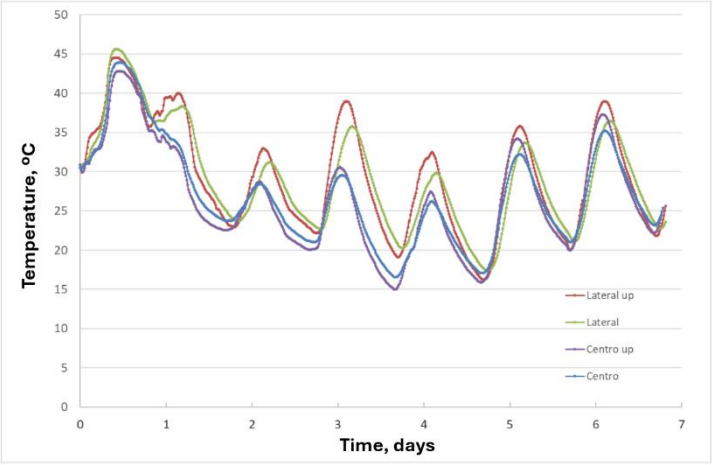


Figure 10. Internal temperature of the concrete in the four analyzed zones

Moving on to the maturity results, obtained through SmartRock® temperature sensors, Figure 11 shows the evolution of compressive strength at the bottom slab.

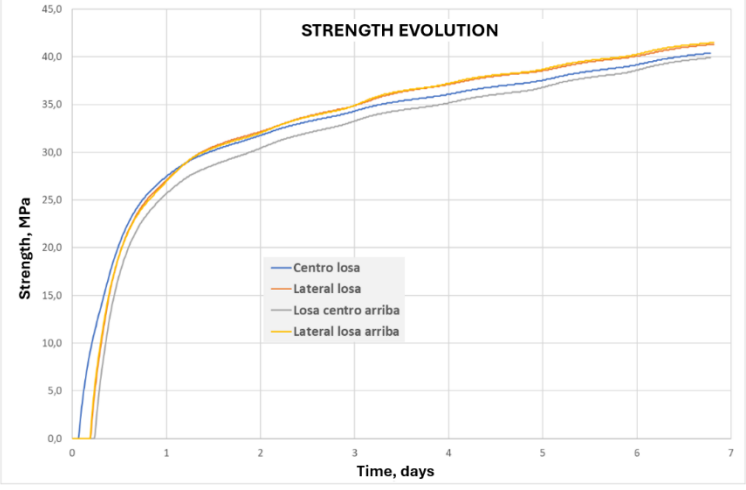


Figure 11. Evolution of compressive mechanical strengths. Maturity method. Bottom slab

3.2.2.- Floor slab

In Figure 12, both the slab temperature in the center of the floor slab and the ambient temperature can be observed. During the first 24 hours, the temperature of the concrete is

higher than the ambient temperature due to the exothermic hydration reactions. This generated heat causes a thermal expansion of the concrete during this period.

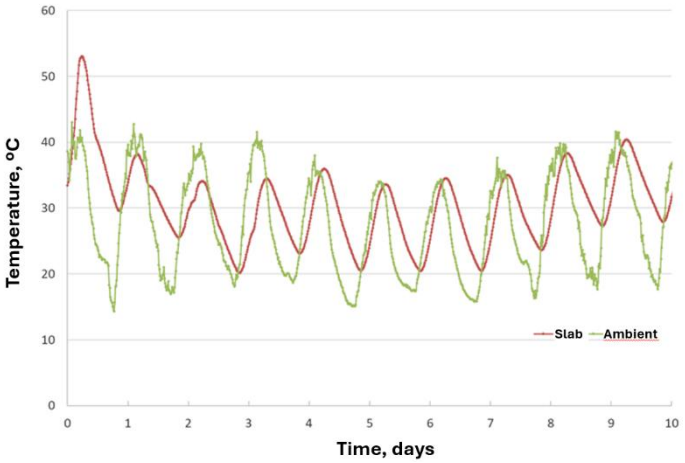


Figure 12. Internal temperature of the concrete in the four analyzed zones

Regarding the maturity results, obtained using SmartRock® temperature sensors, Figure 13 shows the evolution of compressive strength, which is significantly higher than the values obtained in the laboratory under standard curing conditions (20°C).

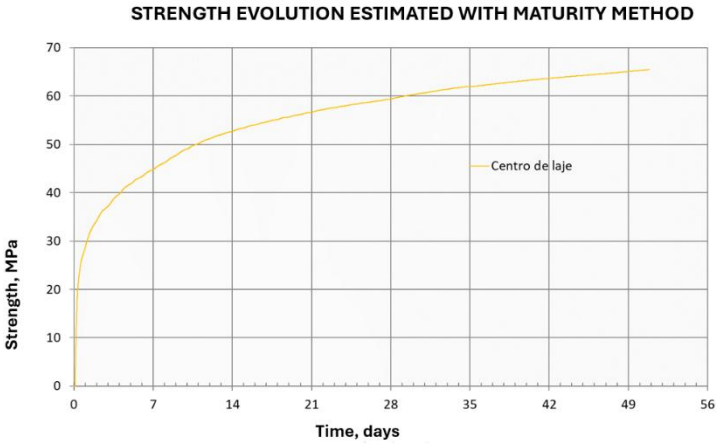


Figure 13. Evolution of compressive mechanical strengths. Maturity method. Floor slab

4.- CONCLUSIONS

- Both in the bottom and the floor slab, “Projeto” and “Projeto+” have similar shrinkage results. The graphs indicate that both plastic and autogenous shrinkage are well controlled. This is partially due to the use of a curing compound, which forms an external layer that prevents moisture loss from the concrete, even under the high-temperature conditions in which the tests were conducted (maximum temperatures of 40°C). In this way, volume loss due to water evaporation is limited.

- The most significant effect observed is thermal shrinkage, which is intrinsic to the material and cannot be mitigated through the use of chemical admixtures.

- According to on-site reports, only minor superficial cracks have been observed to date in the “Projeto” slab, while no cracking has been detected in the “Projeto+” slab.

- The combined results of shrinkage and the evolution of compressive strength obtained through the maturity method were used to evaluate whether the tensile strength of the concrete is sufficient to withstand the shrinkage occurring in the slab, with positive results.



Figure 14. Current state of the Alentejo Hospital. May 2024

REFERENCES

[1] Vermelhudo, V. Proceedings of HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes. Concrete and sustainability, Faro, September 2025.

[2] Kurup, D. S., Mohan, M. K., Van Tittelboom, K., De Schutter, G., Santhanam, M., & Attupurathu Vijayan, R. (2024). Early-age shrinkage assessment of cementitious materials: A critical review. Cement and Concrete Composites, 145, 105343.

[3] Srinivas Allena and Craig M. Newtson. State-of-the-art review on early-age shrinkage of concrete. The Indian Concrete Journal, July 2011.

[4] Zhong, Hao. 2024. “A Review on the Shrinkage Properties of Concrete and Influencing Factors”. Advances in Research 25 (6):192-201.

[5] Bailey Tremper and D. L. Spellman. Shrinkage of Concrete-Comparison of Laboratory and Field Performance. Committee on Durability of Concrete~Physical Aspects, 1963.

[6] ASTM International, ASTM C1074-19: Standard Practice for Estimating Concrete Strength by the Maturity Method, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2020.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Tecnología NPPH para el control de adsorción de aditivos superplastificantes para hormigones fabricados con cementos de arcilla calcinada y puzolana natural

Dr. Pere Borralleras Mas [(1)]

[(1)] Technical & Marketing Manager, Master Builders Solutions, España.

RESUMEN

El uso creciente de puzolanas naturales y arcillas calcinadas en los nuevos cementos con menor huella de CO_2 presenta nuevos retos para la química de aditivos superplastificantes, donde el rápido consumo de aditivo es el principal problema que solucionar, responsable (en buena parte) de la pérdida prematura de fluidez en el tiempo. Existen diferentes tecnologías para diseñar polímeros de policarboxilato con control de adsorción, con la finalidad de controlar su reactividad y proporcionar fluidez en el tiempo. En este trabajo se presenta un novedoso sistema de control de adsorción de los aditivos superplastificantes, basado en la formación de clústers inorgánicos que bloquean el aditivo libre en solución y lo van liberando de manera progresiva a partir de la velocidad de disolución de estos clústers (NPPH – nanoparticle-polymer hybrid). Esta tecnología evita el consumo desmesurado de aditivo en los momentos iniciales, proporcionando suficiente reserva de polímero (que se libera de forma gradual) para mantener la fluidez durante largos periodos de tiempo y sin penalizar las resistencias iniciales del hormigón (aspecto no conveniente considerando el carácter más lento de estos cementos).

KEYWORDS: superplastificante, PCE, adsorción, puzolanas, arcillas calcinadas

1.- INTRODUCCIÓN

En la actualidad, prácticamente la totalidad del hormigón estructural se fabrica empleando, como mínimo, un aditivo reductor de agua. De las diferentes tecnologías empleadas en los aditivos reductores de agua, destaca la basada en la química de los polímeros de poli-glicol éter/éster de policarboxilato (PCE), que a pesar de introducirse en el mercado hace apenas 25 años, ya representa, desbancando las tecnologías predecesoras basadas en polímeros sulfonados de naftaleno y melamina, el grupo de aditivos más empleado, tanto en hormigón preparado para hormigones cuotidianos, obra civil y, especialmente, en prefabricado. Esto se debe a que sus prestaciones son muy superiores y modulables a las del resto de tecnologías, hasta el punto de que permiten fabricar tipologías de hormigones imposibles con superplastificantes de otras naturalezas.

1.1.- Mecanismo de actuación de los aditivos superplastificantes basados en polímeros de policarboxilato

A escala macroscópica, el mecanismo de actuación de estos aditivos puede agruparse en dos procesos que, aunque se presenten por separado, están íntimamente correlacionados:

- Capacidad dispersante / efecto fluidificante en cada instante: equivaldría a la fluidez del hormigón observada en cada momento puntual, desde el amasado hasta la ejecución.
- Mantenimiento del efecto dispersante en el tiempo: asociado con el mantenimiento de consistencia (fluidez) del hormigón en el tiempo.

El primer aspecto podría considerarse como la parte del mecanismo controlada por la termodinámica, mientras que el segundo se corresponde con los aspectos cinéticos.

La generación del efecto dispersante en cada instante depende esencialmente de la cantidad de aditivo adsorbida sobre la superficie externa del cemento en cada preciso instante [1], y se genera cuando las largas cadenas laterales de los polímeros de PCE se confrontan con las cadenas laterales de otras unidades de polímero adsorbidas en las partículas de cemento colindantes. Entonces, las cadenas laterales impiden la fricción directa entre partículas de cemento y con ello se logra aumentar la de fluidez del sistema.

Con el primer contacto con el agua de amasado, se empiezan a formar cristales de etringita alrededor de la partícula de cemento. El crecimiento de estos cristales es progresivo en el tiempo, y su velocidad de formación depende de factores como, por ejemplo, la relación entre sulfato soluble y aluminatos. En este momento inicial, no reacciona (se adsorbe) el 100% de aditivo disponible. La fracción adsorbida en el momento inicial es la responsable de generar la fluidez inicial, mientras que la fracción no adsorbida permanece en disolución, y será la que se irá adsorbiendo posteriormente sobre los nuevos productos de hidratación, a medida que éstos vayan creciendo. Al tiempo que la cantidad de etringita formada aumenta, el aditivo previamente adsorbido queda encapsulado dentro de la estructura formada y queda totalmente inactivado (consumido). Es entonces cuando parte del aditivo que permanece en solución se adsorbe sobre la nueva "capa" de etringita y restituye el efecto dispersante.

Este proceso se irá alimentando mientras quede reserva de aditivo en solución, y es importante remarcar que, para que el efecto dispersante se mantenga en el tiempo, es imperativo que no reaccione (se adsorba) la totalidad del aditivo de manera demasiado rápida. Entonces, existe un equilibrio entre aditivo adsorbido (activo) y aditivo en solución (no adsorbido) que es la clave para modular la duración del efecto dispersante, que está estrechamente vinculada a cómo progresa este equilibrio entre aditivo adsorbido y aditivo en solución, porqué precisamente la fracción de aditivo de reserva es la responsable del mantenimiento del efecto dispersante en el tiempo (mantenimiento de la consistencia).

La "Figura 1" presenta a modo de ejemplo la situación ideal en cuanto a la evolución en el tiempo de la fracción adsorbida de aditivo, la de reserva y la consumida. Se puede observar que, a medida que incrementa la fracción consumida, se va reduciendo la fracción de reserva con el propósito de mantener la fracción activa (la adsorbida). En el momento en

que se agote la fracción de reserva, ya no quedará más aditivo para adsorberse sobre la nueva etringita que se va formando y ya no será capaz de seguir manteniendo el efecto dispersante por más tiempo. A partir de aquí, se observa la progresiva pérdida de fluidez hasta la pérdida total de fluidez (cuando todo el aditivo ya ha sido consumido).

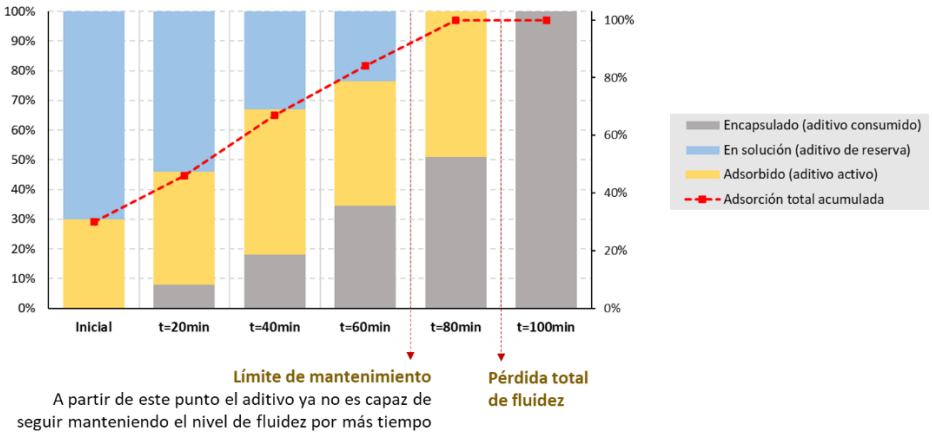


Figura 1. Evolución del consumo de polímero de PCE en el tiempo [2]

Un cemento y un aditivo se definen como compatibles cuando el consumo del aditivo progresa con el tiempo de tal manera que es capaz de mantener el efecto dispersante necesario durante el periodo exigido. En otras palabras, manteniendo suficiente reserva de aditivo para prolongar el efecto dispersante y adsorbiendo la cantidad justa para generar la fluidez exigida en cada momento. Cualquier causa, por el motivo que sea, que altere el ritmo previsto de consumo de aditivo (que altere el equilibrio entre aditivo adsorbido y aditivo en solución) comprometerá el comportamiento esperado.

1.2.- Impacto del empleo de adiciones absorbentes en los cementos

Las exigencias de descarbonización impuestas a la industria cementera han resultado en la introducción de nuevos cementos con menor contenido de clínker, el cual se sustituye por adiciones. Sin embargo, la disponibilidad de las adiciones típicas (ceniza volante, escoria) cada vez es más limitada, motivo por el cual debe recurrirse a la disponibilidad local (puzolanas naturales o caliza) o a nuevas adiciones como la arcilla calcinada.

Un punto en común que tienen tanto la caliza, la puzolana natural y especialmente la arcilla calcinada, es que son adiciones de carácter absorbente [3]. Pero al mismo tiempo, estas adiciones también interfieren en la progresión del equilibrio entre el aditivo adsorbido y el aditivo en solución. Su elevada porosidad y alta superficie específica también consumen aditivo, que queda adsorbido en su superficie y también en su porosidad (absorbido). Y ya que solamente la fracción de aditivo que está adsorbida sobre la superficie exterior es la que presenta actividad a efectos de dispersión, entonces la fracción absorbida dentro de los poros queda totalmente inhibida, siendo incapaz de generar fluidez (el aditivo ubicado en

los poros es aditivo perdido - es como dosificar menos aditivo del que realmente se ha adicionado). Por lo tanto, el uso de adiciones de carácter absorbente provoca que la reserva de aditivo se consuma con demasiada rapidez y de este modo no quede aditivo suficiente para mantener la fluidez del hormigón durante el tiempo especificado.

Por otro lado, de forma general, los cementos con menor contenido de clínker se fabrican con mayor finura, con el propósito de recuperar parte de la reactividad. Cuando aumenta la superficie específica del cemento se incrementa la velocidad de adsorción de aditivo y la cantidad neta adsorbida. Esto también provoca que la reserva de aditivo (responsable del mantenimiento de consistencia) se agote más rápidamente. De esto modo, lo que se observa a escala macroscópica es que el hormigón requiere más aditivo para obtener la fluidez deseada y que el mantenimiento de consistencia es a menudo insuficiente.

Como conclusión, la evolución de los cementos con baja huella de carbono empleando adiciones absorbentes y con mayor finura conlleva un aumento de la velocidad de consumo del aditivo que compromete la duración del efecto dispersante en el tiempo, y la solución ante este problema radica en la capacidad de controlar la velocidad de sorción (adsorción y absorción) del aditivo ante estas circunstancias adversas.

2.- SISTEMAS DE CONTROL DE ADSORCIÓN DE LOS ADITIVOS SUPERPLASTIFICANTES

Tal y como se ha descrito, el control de la velocidad de adsorción del aditivo (aunque más precisamente sería velocidad de sorción: adsorción+absorción) es clave para mantener el equilibrio entre aditivo reaccionando y aditivo en reserva, y proporcionar así el efecto dispersante durante el tiempo deseado. Existen diferentes técnicas y tecnologías para controlar la velocidad de adsorción de los polímeros de PCE, que se presentan a continuación.

2.1.- Uso de agentes de sacrificio

Una de las formas más sencillas de controlar la velocidad de adsorción de los polímeros de PCE consiste en formularlos con moléculas con gran afinidad de adsorción que, para simplificarlo, se adsorben antes que el PCE y ocupan los sitios activos de adsorción. De este modo, estando los sitios activos para adsorción ocupados, puede mantenerse la reserva de polímero en solución. El problema de los agentes de sacrificio es que siempre, en mayor o menor medida, implican un retraso en el fraguado del hormigón y en el desarrollo de resistencias iniciales, y esto representa un gran problema con los cementos con bajo contenido de clínker, que ya de por sí presentan una baja evolución de resistencias iniciales. En consecuencia, el empleo de agentes de sacrificio para el control de adsorción no es recomendable ante cementos con poco desarrollo de resistencias iniciales. Además, si bien son efectivos para el control de la velocidad de adsorción, en la mayoría de los casos no solucionan los problemas de absorción de aditivo dentro de los poros de las adiciones absorbentes.

2.2.- Ajuste de la densidad de carga del polímero

En la "Figura 2a" se representa la estructura típica de los polímeros de PCE, donde se observa la cadena principal (generalmente poliacrilato, polimetacrilato o polimaleico) de la que cuelgan las cadenas laterales de PEG, responsables del efecto dispersante como tal. Sin embargo, para producirse dicho efecto dispersante, el polímero debe previamente adsorberse sobre la superficie exterior del coloide de cemento, y este proceso se lleva a cabo mediante los terminales carboxílicos libres del polímero.

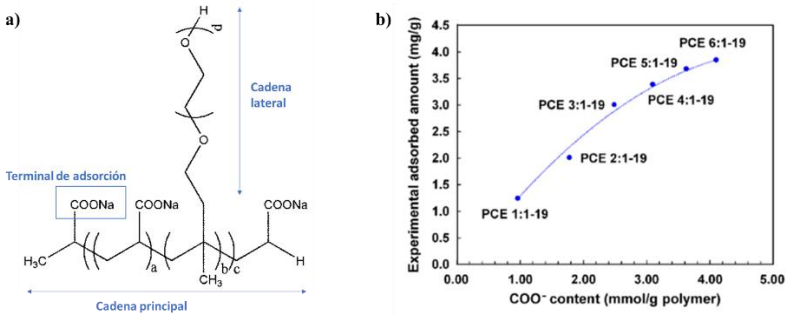


Figura 2a. Estructura de un polímero de PCE [1]
Figura 2b. Correlación entre adsorción de polímero y número de terminales carboxílicos del PCE [4]

Como norma general, y como puede apreciarse en la "Fig. 2b", a mayor contenido de grupos carboxilato libres, mayor será la afinidad de adsorción del polímero de PCE. Por lo tanto, una manera eficiente para ralentizar la velocidad de adsorción del polímero es reducir su contenido de carga libre (menor número de terminales carboxílicos), forzando así que quede una mayor cantidad de aditivo en solución que podrá adsorberse posteriormente para seguir manteniendo el efecto dispersante en el tiempo.

La principal limitación de esta medida radica en que, al forzar la reducción de la fracción adsorbida, el efecto sobre la fluidez en el momento inicial queda muy mermado, requiriendo incrementos relevantes de dosificación de aditivo para alcanzar la consistencia inicial deseada. Adicionalmente, debido a que los polímeros de PCE con baja densidad de carga por lo general presentan pesos moleculares mayores, pueden castigar al desarrollo de resistencias iniciales, especialmente ante bajas temperaturas (factor a tener en cuenta al trabajar con cementos con bajo contenido de clínker). Y del mismo modo que con los agentes de sacrificio, reducir la carga del polímero no impide la absorción de aditivo debido a la porosidad, donde el aditivo pierde su actividad dispersante.

2.3.- Esterificación de los grupos funcionales del polímero

Probablemente uno de los métodos más eficientes para el control de la velocidad de adsorción de los polímeros de PCE es la esterificación parcial de los terminales carboxílicos [4]. De este modo, se reduce la densidad de carga de forma inicial, pero con la alcalinidad del medio, los grupos esterificados se van hidrolizando progresivamente, tal y como muestra la "Fig. 3", haciendo accesible el terminal de adsorción. En consecuencia, con la esterificación se va liberando de forma progresiva polímero apto para adsorción, que será

capaz se adsorberse a medida que se vaya hidrolizando el éster que bloquea el terminal carboxílico.

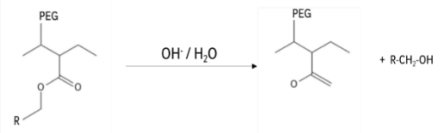


Figura 3. Proceso de liberación de los grupos carboxílico por hidrólisis del enlace éster

La esterificación de los grupos funcionales tiene un gran impacto en la fluidez inicial, ya que el polímero no es capaz de adsorberse y por lo tanto apenas genera fluidez. Por este motivo, cuando se emplean polímeros de PCE con los terminales esterificados, por lo general se requiere formularlos con un polímero no esterificado, que será el responsable de la fluidez inicial, mientras que el polímero esterificado, a medida que libere los terminales activos por hidrólisis, será en responsable de mantener la fluidez en el tiempo.

La mayor problemática de esta técnica es que es muy sensible a la temperatura y a los cambios de alcalinidad (la velocidad de hidrólisis depende estrechamente de ambos factores) y tampoco ofrece mejoras relevantes cuando el problema se relaciona con fenómenos de absorción, ya que el polímero esterificado también puede quedar retenido dentro de los poros, donde, una vez hidrolizado, no generará dispersión alguna. En contrapartida, es una solución muy eficiente en los casos de cementos de alta finura, donde el problema se centra en el control de la adsorción sobre la elevada superficie específica disponible (no de absorción).

3.- CONTROL DE ADSORCIÓN CON LA TECNOLOGÍA NPPH

En 2023, la marca comercial Master Builders Solutions lanzó al mercado la tecnología patentada NPPH – *Nano-Particle Polymer Hybrid*, comercializada bajo la denominación MasterCO_2re. Esta tecnología representa un innovador sistema de control de la velocidad de adsorción de los polímeros de PCE, complementario a los anteriormente citados, pero totalmente adaptado a las exigencias de los nuevos cementos con adiciones absorbentes, tales como arcillas calcinadas, puzolanas naturales e incluso calizas.

3.1.- Fundamento de la tecnología NPPH

La tecnología NPPH consiste en la formación de nano-coloides inorgánicos donde se fuerza la adsorción del aditivo. Por lo tanto, el aditivo como tal, es mucho más que una simple solución de polímeros de policarboxilato. Se trata de una suspensión estable de nanopartículas recubiertas de polímero (clústers), de tal modo que el polímero retenido en el clúster no puede ser absorbido y se mantiene como aditivo de reserva. Sin embargo, las nanopartículas que conforman el clúster NPPH se van disolviendo de manera gradual con el pH del medio, liberando polímero de forma progresiva para asegurar un suministro suficiente de aditivo para mantener el efecto dispersante en el tiempo. La velocidad de disolución de los clústers NPPH se controla a partir de la composición de la nanopartícula

inorgánica. Esto representa una gran ventaja, ya que reduce la sensibilidad ante los diferentes tipos y composiciones de los cementos y también de la temperatura. Además, con esta tecnología se consiguen prolongados mantenimientos de fluidez sin ningún impacto sobre el desarrollo de resistencias iniciales, crucial al trabajar con cementos de bajo contenido de clínker.

3.2.- Control sobre la absorción de PCE

De una manera comparable a la esterificación de grupos funcionales, la tecnología NPPH es un sistema de liberación progresivo de polímero activo. Sin embargo, una de las mayores ventajas de la tecnología NPPH frente a la esterificación es que, además de prestar el control de adsorción, también reduce la absorción de polímero en poros.

La "Figura 4" es una representación del fenómeno de absorción de aditivo por parte de las adiciones absorbentes, con porosidad. Tanto en los sistemas de control de adsorción mediante agentes de sacrificio, densidad de carga o esterificación, la fracción de aditivo de reserva permanece libre en solución, y debido a su reducido tamaño, puede ser fácilmente absorbida dentro de la porosidad, donde queda inhibida para dispersión. Sin embargo, el mayor tamaño de los clústers NPPH que retienen la fracción de reserva de polímero dificulta su absorción dentro de los poros. Por este simple motivo, se reduce drásticamente la cantidad de polímero perdida por absorción, incrementando por lo tanto su eficiencia. Por otro lado, y por el mismo motivo, esta tecnología aporta una mayor robustez para la fabricación de hormigón, ya que puede tolerar variaciones en la porosidad de los materiales de forma mucho más efectiva que las otras tecnologías de control de adsorción.

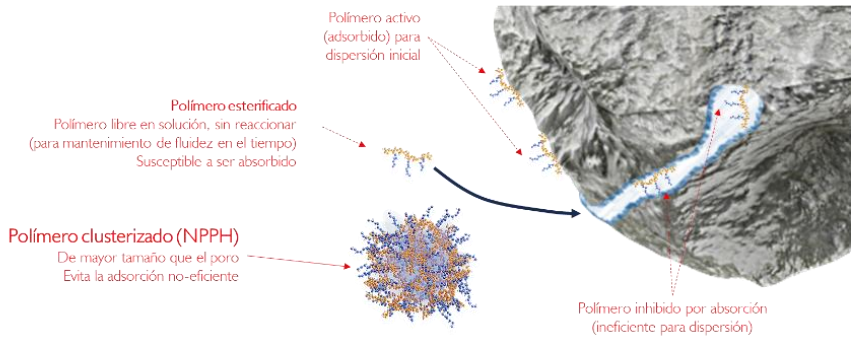


Figura 4. Representación de la menor sensibilidad de la tecnología NPPH frente a la absorción, fruto del mayor tamaño de los clústers que retienen la fracción de reserva de polímero de PCE

Los beneficios de la tecnología NPPH sobre el mantenimiento del efecto dispersante con el tiempo y el impacto en las resistencias iniciales se muestras en la "Fig. 5". La "Figura 5a" compara el consumo de aditivo en el tiempo de un PCE convencional, un PCE con baja densidad de carga, un PCE esterificado formulado y un PCE-NPPH, sobre un cemento CEM II/B-M (Q-L) fabricado con arcilla calcinada. La "Figura 5b" muestra la evolución en el tiempo de la consistencia Abrams de un hormigón tipo C-30/S4, que contiene 0,25% de aditivo sobre peso de cemento (en materia activa) en todos los casos. Puede observarse la caída de consistencia en los primeros 20 minutos como consecuencia de la absorción de la

arcilla calcinada, pero que no se observa con la tecnología NPPH. Destaca también la menor fluidez inicial alcanzada con el PCE con baja densidad de carga empleado a la misma dosificación, sugiriendo la necesidad de aumentar la dosificación, y especialmente su impacto sobre las resistencias a corta edad con este tipo de cemento.

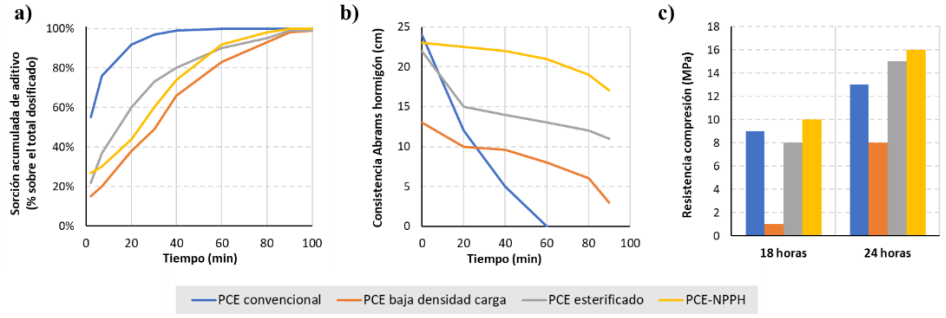


Figura 5. (a) Sorción acumulada de aditivo en suspensión de cemento CEM II/B-M (Q-L) empleando 0,25% (act.) spc. de aditivo (b) Consistencia Abrams en el tiempo de un hormigón C-30/S4 fabricado con CEM II/B-M (Q-L) empleando aditivo al 0,25% (act.) spc. (c) Resistencias a 18 y 24 horas

4.- CONCLUSIONES

La tecnología NPPH es una nueva técnica para el control de la velocidad de adsorción de los polímeros de PCE que, a diferencia de sus predecesoras, ha sido concebida especialmente tanto para condiciones de alta adsorción como también de absorción. Esto representa un avance relevante para el diseño de aditivos superplastificantes adaptados a las nuevas demandas que presentan los nuevos cementos con baja huella de carbono fabricados con adiciones absorbentes como las arcillas calcinadas o las puzolanas naturales.

REFERENCIAS

[1] Javadi, A., Jamil, T. et al., "Working Mechanisms and Design Principles of Comb-like Polycarboxylate Ether Superplasticizers in Cement Hydration: Quantitative Insights for a Series of Well-Defined Copolymers", ACS Sustainable Chemistry & Engineering 9-25 (2021)

[2] Varios (CT de ANFAH) – Asociación Nacional de Fabricantes de Aditivos para Hormigón), "Evolución de los cementos y compatibilidad química con los aditivos para hormigón – Guía operativa e interpretación de los resultados", PTEC (2025)

[3] Gener Rizo, M., Alonso Lavernia, J.M., "The influence of natural pozzolana mineralogical composition in the properties of blended cement", Materiales de Construcción Vol. 52, n° 267 (2002)

[4] Yang, Y., Tan, Y., Li, Z. et al., "Interaction mechanisms between polycarboxylate superplasticizers and cement, and the influence of functional groups on superplasticizer performance: a review". Polym. Bull. 81, 10415–10438 (2024)

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Efeito do Aditivo Redutor de Retração na Hidratação e Desempenho de Concretos com Cimento Portland

Joice Barros de Souza [(1)], Arthur Aviz Palma e Silva [(2)] Mara Monaliza Linhares Pereira [(2)] Valdirene Maria Silva Capuzzo[(3)]

(1) Graduando em Engenharia Civil - Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília (UnB), Brasília, Distrito Federal, Brasil
(2) Doutorando no Programa de Pós – Graduação em Estruturas e Construção Civil - Universidade de Brasília (UnB), Brasília, Distrito Federal, Brasil
(3) Professor no Programa de Pós – Graduação em Estruturas e Construção Civil - Universidade de Brasília (UnB), Brasília, Distrito Federal, Brasil

ABSTRACT

A retração do concreto é um fenômeno que pode comprometer a durabilidade das estruturas, provocando fissuração e reduzindo a vida útil. Para mitigar esses efeitos, os aditivos redutores de retração (ARR) têm sido amplamente utilizados. No entanto, sua utilização afeta a cinética de hidratação do cimento Portland. Este estudo teve como objetivo investigar a influência do ARR nos produtos de hidratação, nas propriedades do estado endurecido e na microestrutura de pastas e concretos produzidos com cimento Portland CP II F-32. Foram avaliados dois traços: REF (referência, sem aditivo) e ARR (com aditivo redutor de retração), ambos com relação água/cimento (a/c) de 0,50. Foram realizados ensaios de resistência à compressão simples em diferentes idades, calorimetria semi-adiabática para monitorar a cinética de hidratação, além de análises por termogravimetria (TG/DTG) e difração de raios X (DRX). Os resultados demonstraram atraso na hidratação e redução de resistência nos traços com ARR, impactando o desenvolvimento microestrutural e o desempenho estrutural. Conclui-se que o ARR influencia significativamente a cinética de hidratação do cimento, sendo essencial o ajuste adequado da dosagem para atender aos requisitos mecânicos e de durabilidade do concreto.

KEYWORDS: Aditivo redutor de retração (ARR), Hidratação do cimento Portland, Microestrutura.

1.- INTRODUÇÃO

A retração do concreto, especialmente nas idades iniciais, é uma das principais causas de fissuração, comprometendo a durabilidade, a estanqueidade e a integridade estrutural das obras. Em sistemas com baixa relação a/c, como concretos de alta resistência (CAR) e ultra resistência (CUAD), predomina a retração autógena, associada à autodessecação durante a hidratação [1,2]. Por outro lado, a retração por secagem, típica de concretos convencionais,

decorre da perda de umidade para o ambiente [3,4]. Ambos os tipos de retração geram microfissuras que facilitam a penetração de agentes agressivos (cloretos, CO_2, sulfatos), acelerando processo de corrosão e reações deletérias [5].

Para mitigar a retração, estratégias como cura úmida, adições minerais, fibras, agentes expansivos e, em especial, aditivos redutores de retração (ARRs) têm sido adotadas [6,7]. Os ARRs, compostos geralmente por éteres de polialquileno ou glicóis, reduzem a tensão superficial da solução porosa, atenuando as tensões capilares responsáveis pela retração [8–9]. Segundo Xi *et al*. [10], esses aditivos podem reduzir a tensão superficial da solução nos capilares do concreto para reduzir a pressão negativa nos poros capilares, reduzindo assim o valor de retração gerado durante o processo de endurecimento do concreto.

A eficácia dos ARRs em concretos e argamassas já foi comprovada, destacando-se sua capacidade de manter a umidade interna, reduzir retrações e minimizar fissuração [1,11–13]. Entretanto, esses aditivos podem retardar a hidratação, diminuir o calor liberado nas primeiras 48 horas e reduzir a taxa de formação de C-S-H, afetando microestrutura e resistência [2,4,14,15]. Os efeitos na resistência à compressão variam, podendo ocorrer reduções ou desempenho compatível, especialmente quando combinados com aditivos expansivos [16–18]. Do ponto de vista microestrutural, Bentz & Stutzman [19] relataram que o ARR reduz o grau de hidratação inicial, afetando a densidade da matriz.

Apesar dos benefícios amplamente reconhecidos, são escassos os estudos sobre o uso de ARRs em cimentos com adições minerais, como o CP II F-32, amplamente utilizado no Brasil. A presença de escória e pozolanas altera a cinética de hidratação, os produtos formados e o comportamento reológico, podendo potencializar ou mitigar os efeitos dos ARRs.

Na literatura, é relatado que os ARRs podem reduzir a resistência do concreto, porém ainda há dúvidas se essa redução decorre exclusivamente do retardo na formação dos produtos de hidratação ou se outros mecanismos também estão envolvidos. Nesse contexto, este estudo busca investigar a influência de um aditivo redutor de retração (ARR) nas propriedades mecânicas, na hidratação e na microestrutura de pastas e concretos produzidos com cimento Portland CP II F-32, visando compreender melhor os fatores que contribuem para a possível perda de resistência associada ao uso desses aditivos.

2.- METODOLOGIA

2.1.- Materiais

O cimento utilizado neste estudo foi o Portland CP II F-32. As misturas foram compostas por um traço de referência (REF) e outro com adição de 2% de aditivo redutor de retração (ARR), em relação à massa de cimento, ambos com a mesma relação água/cimento (a/c) de 0,50.

2.2.- Preparo das misturas

A preparação seguiu um protocolo padronizado: mistura inicial dos componentes secos (4 min, em velocidade baixa); adição da água e do aditivo (1 min); nova mistura inicial (3 min, em velocidade baixa); raspagem das bordas (1 min); e mistura final (3 min, em velocidade alta). Esse procedimento foi mantido tanto para os concretos quanto para as pastas utilizadas nos estudos de microestrutura.

2.3.- Resistência à Compressão

A resistência à compressão foi avaliada em corpos de prova cilíndricos de 10 × 20 cm, conforme a norma ABNT NBR 7215 [20]. Após 24 horas, os corpos foram desmoldados e curados em câmara úmida (23 ± 1 °C e umidade relativa de 100%) até as idades de ensaio, realizadas aos 3, 7 e 28 dias.

2.4.- Calorimetria Semi-Adiabática

O ensaio foi baseado em Casali [21]. Pastas de 350 mL foram acondicionadas em recipientes de alumínio envoltos por poliestireno expandido, segundo a Fig. 1.



a) b)

Figura 1. Execução do ensaio de calorimetria semi-adiabática: a) Amostras na caixa preenchida com pérolas de poliestireno; b) Aquisitor de dados.

As leituras foram realizadas por 1.440 minutos (24 horas) com aquisição contínua por meio de um *data Logger*. Termopares tipo K (faixa -200 °C a 1.260 °C, sensibilidade de 41 μV/°C) foram inseridos na amostra, na região de isolamento e fora do sistema, permitindo o monitoramento interno e externo da temperatura.

2.5.- Microestrutura

As análises de DRX e TG/DTG foram realizadas aos 3 e 28 dias de hidratação. Para a paralisação da hidratação, ao completar as idades previstas, as pastas foram fraturadas e os fragmentos da parte interna foram tratados conforme o procedimento descrito por Scrivener *et al.* [22]: as amostras permaneceram imersas por 24 h em solução de isopropanol e, em seguida, foram secas em estufa a 40 °C por mais 24 h. Posteriormente, os fragmentos foram armazenados em recipiente com sílica gel e cal sodada, para evitar umidade e carbonatação, até o momento dos ensaios microestruturais.

Antes dos ensaios, as amostras foram moídas em almofariz de ágata até que todo o material passasse pela peneira 200 (0,075 mm). O DRX foi conduzido em difratômetro Rigaku

Ultima IV (Cu, λ = 1,54056 Å), com varredura de 5° a 60° (2θ), passo de 0,05° e velocidade de 5°/min. A TG/DTG foi realizada em equipamento Shimadzu DTG-60H, com aproximadamente 10 mg de amostra, aquecimento de ambiente até 1000 °C (10 °C/min), em atmosfera de N_2 (30 mL/min) e cadinho de platina.

3.- RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1.- Resistência à Compressão

Os resultados médios de resistência à compressão das misturas de concreto REF (sem aditivo) e ARR (com 2% de aditivo redutor de retração), avaliadas aos 7 e 28 dias, são apresentados na Figura 4. Em todas as idades analisadas, é observada uma redução da resistência da mistura com ARR em comparação à REF.

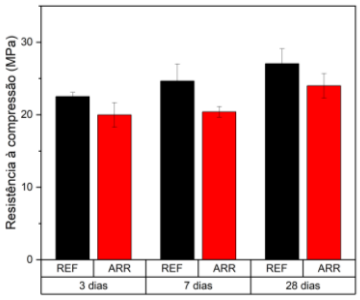


Figura 4. Resistência à compressão das misturas REF e ARR aos 3, 7 e 28 dias.

A redução de resistência nas idades iniciais pode ser atribuída não apenas ao retardo na hidratação causado pelo ARR, mas também a mudanças na formação dos produtos de hidratação. Essa desaceleração diminui a taxa de formação de C-S-H, comprometendo o desenvolvimento microestrutural e, consequentemente, a resistência mecânica. He *et al.* [15] e Gołaszewski & Gołaszewska [4] também associaram essa perda inicial à interferência do aditivo na nucleação e no crescimento dos produtos de hidratação. Ainda assim, a mistura com ARR atingiu resistências adequadas para uso estrutural, sendo aplicável em sistemas que priorizem o controle da retração e a durabilidade, desde que a dosagem seja ajustada para atender aos requisitos mecânicos.

3.2- Calorimetria Semi-Adiabática

Na Figura 5, é mostrado que a mistura com ARR apresentou um retardo no aumento da temperatura, indicando um período de indução mais longo, seguido por um pico exotérmico deslocado e de menor intensidade em relação ao traço REF. Esse comportamento, similar ao descrito por Gołaszewski & Gołaszewska [4], reflete a ação do ARR na redução da tensão superficial da solução porosa, dificultando a dissolução inicial dos compostos cimentícios e postergando as reações de hidratação. Bentz [15] também relatou que os ARRs desaceleram a hidratação de C_3S e C_2S, retardando a formação de C-S-H e reduzindo o calor acumulado nas primeiras idades.

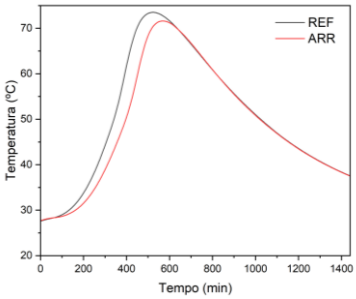
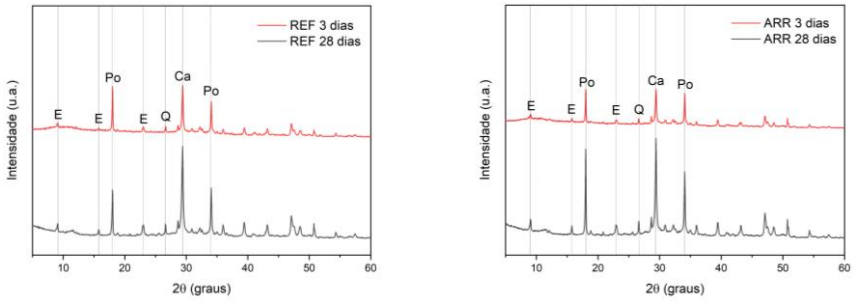


Figura 5. Resultados de calorimetria semi-adiabática para REF e ARR.

O menor pico térmico observado no traço com ARR pode indicar uma menor taxa de nucleação e crescimento dos produtos de hidratação, como o C-S-H, conforme apontado por Yuan *et al.* [2]. Esse comportamento afeta a conectividade da microestrutura e a geração de calor nas primeiras horas. Após o pico, entretanto, ambas as curvas seguem tendência similar de queda, sugerindo estabilização da hidratação após 24 horas. Essa convergência térmica também foi observada por Gołaszewski *et al.* [4], que destacam o efeito inicial e transitório dos ARRs. Esses resultados indicam não apenas um retardo, mas também uma mudança na formação dos produtos de hidratação, corroborando a influência prolongada do aditivo no processo de hidratação.

3.3.- Difração de raios X

Na Figura 6, são apresentados os difratogramas de raios X obtidos para as misturas REF e ARR nas idades de 3 e 28 dias. Em ambos os sistemas, foram identificadas as principais fases cristalinas associadas à hidratação do cimento Portland: etringita (E), portlandita (Po), quartzo (Q) e calcita (Ca).



a) b)

Figura 6. Difratogramas de raios X das pastas: a) REF; b) ARR.

Observa-se que, nas amostras REF (Figura 6a), há um aumento significativo na intensidade dos picos de portlandita (Po) entre 3 e 28 dias, indicando a progressão das reações de hidratação, especialmente relacionadas ao avanço do C_3S e C_2S. Nas amostras com ARR

(Figura 6b), embora as mesmas fases cristalinas tenham sido identificadas, os picos de Po e etringita (E) aos 28 dias apresentam intensidades superiores às do sistema REF, sugerindo uma maior formação dessas fases. Esse comportamento indica que o ARR interfere na cinética de hidratação, favorecendo a formação de produtos como portlandita e etringita, que possuem menor contribuição para a resistência mecânica quando comparados ao C-S-H. Esses achados corroboram os resultados de calorimetria, que evidenciaram um retardo inicial nas reações de hidratação. Além disso, mesmo após 28 dias, observa-se que o retardo nas propriedades mecânicas não foi totalmente compensado, sugerindo uma possível alteração permanente na microestrutura do sistema cimentício. Conforme também relatado por Bentz [8] e Yuan *et al*. [2], a atuação do ARR reduz a tensão superficial da solução porosa, interferindo na dissolução dos compostos anidros e na posterior precipitação dos produtos hidratados.

3.4. Termogravimetria (TG/DTG)

Na Figura 7, são apresentadas as curvas da derivada da perda de massa (DTG) obtidas por termogravimetria para as misturas REF e ARR aos 3 e 28 dias. As regiões de perda de massa foram analisadas nos intervalos térmicos clássicos de decomposição dos produtos de hidratação: 50–200 °C (C-S-H e água adsorvida), 400–500 °C (Po) e 600–750 °C ($CaCO_3$).

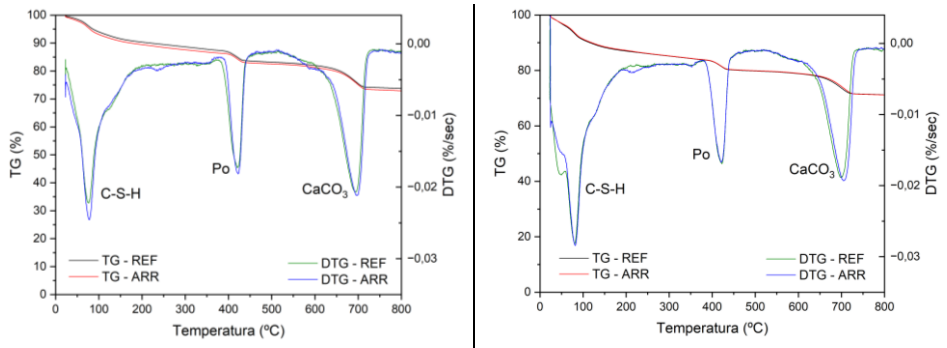


Figura 7. TG/DTG das pastas: a) 3 dias; b) 28 dias.

A análise TG/DTG confirmou a evolução da hidratação entre 3 e 28 dias, evidenciada pelo aumento da desidroxilação da portlandita (400–550 °C), em concordância com os picos crescentes observados no DRX. A quantidade de portlandita foi calculada com base nas faixas de temperatura características de decomposição dos produtos de hidratação, conforme metodologia proposta por Scrivener *et al*. [22], utilizando a perda de massa correspondente. Os resultados indicaram um aumento da portlandita para o traço com ARR, passando de 15,37 % aos 3 dias para 16,78 % aos 28 dias. Por outro lado, quantitativamente, foi observada uma leve diminuição para o traço REF, de 15,27% para 14,83% no mesmo intervalo, possivelmente devido à evolução da hidratação e consequente consumo da portlandita para formação adicional de C-S-H, o que também foi corroborado pelos resultados de DRX. Esse comportamento justifica a menor resistência observada no traço com ARR, uma vez que o C-S-H é o principal responsável pela coesão e desempenho

mecânico. Assim, embora contribua para o controle da retração, o ARR interfere no desenvolvimento microestrutural, impactando negativamente as propriedades mecânicas finais.

4.- CONCLUSÕES

O ARR afetou significativamente a hidratação do CP II F-32, provocando retardo inicial e alteração na formação dos produtos hidratados. A calorimetria indicou menor liberação de calor e indução prolongada, enquanto DRX e TG/DTG revelaram maior formação de portlandita no traço com ARR aos 28 dias, em detrimento do C-S-H, justificando a menor resistência. Apesar da redução inicial, a mistura com ARR atingiu resistência estrutural adequada aos 28 dias, destacando seu potencial para controle de retração, desde que sua dosagem seja compatível com os requisitos mecânicos e microestruturais.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho contou com apoio financeiro da Fundação de Apoio à Pesquisa do Distrito Federal (FAP-DF), do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) e do Decanato de Pós-Graduação (DPG) da Universidade de Brasília (UnB). Agradecemos também à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) pelo apoio.

REFERÊNCIAS

[1] Lura, P., Jensen, O. M., & Weiss, J. (2006). Cracking in cement paste induced by autogenous shrinkage. Materials and Structures, 39(3), 361–368.

[2] Yuan, T.-F., Kim, S.-K., Koh, K.-T., & Yoon, Y.-S. (2018). Synergistic benefits of expansive and shrinkage reducing admixture. Materials, 11(12), 2514. https://doi.org/10.3390/ma11122514

[3] Neville, A. M. (1995). Properties of Concrete (4th ed.). Pearson.

[4] Gołaszewski, J., & Gołaszewska, M. (2022). The effect of shrinkage reducing admixture and expansive admixture on properties of mortars. Archives of Civil Engineering, 68(2), 337–353. https://doi.org/10.24425/ace.2022.140646

[5] Mehta, P. K., & Monteiro, P. J. M. (2014). Concrete: Microstructure, Properties, and Materials (4th ed.). McGraw-Hill.

[6] Jensen, O. M., & Hansen, P. F. (2001). Autogenous deformation and RH in cement pastes. Cement and Concrete Research, 31(4), 647–654.

[7] Aïtcin, P. C. (2000). High-Performance Concrete. CRC Press.

[8] Bentz, D. P. (2006). Influence of shrinkage-reducing admixtures on early-age properties of cement pastes. Journal of Advanced Concrete Technology, 4(3), 423–429. https://doi.org/10.3151/jact.4.423

[9] Fagerlund, G. (1977). The critical degree of saturation method of assessing the freeze/thaw resistance of concrete. Matériaux et Constructions, 6(3), 215–225.

[10] Xi, Y., Lee, J., Chen, B., Yang, B., Yu, M., Yan, X., Zhu, L. (2023). Impact of High-Performance Expansion and Shrinkage-Reducing Agents on the Mechanical

Properties and Shrinkage Compensation of High-Strength Concrete. Buildings, 13 (3), 717.

[11] Rajabipour, F., Sant, G., & Weiss, J. (2008). Interactions between shrinkage reducing admixtures and cement paste pore solution. Cement and Concrete Research, 38(5), 606–615.

[12] Bentz, D. P., Snyder, K. A., & Hansen, A. S. (2001). Shrinkage-reducing admixtures and early-age shrinkage: Performance comparison for selected concretes. Cement and Concrete Research, 31(5), 717–723. https://doi.org/10.1016/S0008-8846(01)00498-6

[13] Bentz, D. P., & Snyder, K. A. (2002). Protected paste volume in concrete: Extension to internal curing using saturated lightweight fine aggregate. Cement and Concrete Research, 32(11), 1813–1821. https://doi.org/10.1016/S0008-8846(02)00837-3

[14] He, Z., Zhang, Y., & Ma, H. (2014). Effect of SRAs on early-age hydration and setting behavior. Construction and Building Materials, 65, 264–273.

[15] Eberhardt, A. (2002). Influence of shrinkage-reducing admixtures on cement hydration. Materials and Structures, 35, 436–441.

[16] Güneyisi, E., Gesoğlu, M., & Özturan, T. (2010). Shrinkage cracking of self-compacting concretes. Cement and Concrete Research, 40(4), 611–620.

[17] Aghaee, K., Han, T., Kumar, A., Khayat, K. H. (2023). Mechanism underlying effect of expansive agent and shrinkage reducing admixture on mechanical properties and fiber-matrix bonding of fiber-reinforced mortar. Cement and Concrete Research, 172.

[18] Corinaldesi, V. (2005). Effect of mineral additions on the performance of shrinkage-reducing admixtures. Cement and Concrete Composites, 27(4), 405–409.

[19] Bentz, D. P., & Stutzman, P. E. (2006). Curing, hydration, and microstructure of cement paste. ACI Materials Journal, 103(5), 348–356.

[20] ABNT. (2019). NBR 7215: Cimento Portland – Determinação da resistência à compressão.

[21] Casali, J. M. (2008). Calorimetria semi-adiabática aplicada a sistemas cimentícios. Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília.

[22] Scrivener, K., Snellings, R., Lothenbach, B. (2016). A practical guide to microstructural analysis of cementitious materials.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Compatibility between different chemical admixtures and LC^3: a study into the rheology and strength of LC^3-based pastes

Seth Shaw [(1)] and Emilio Garcia-Taengua [(1)]

[(1)] School of Civil Engineering, University of Leeds, United Kingdom.

ABSTRACT

This study is concerned with the compatibility of different chemical admixtures with Limestone Calcined Clay Cement (LC³), by evaluating the rheological properties and compressive strength of pastes. LC³ is a promising alternative to ordinary Portland cement for more sustainable concrete products. Whilst it offers a lower carbon footprint, its interaction with chemical admixtures in terms of fresh and hardened state performance requires careful examination. Identifying what admixtures and dosages show good compatibility with LC³ is key to making the most of these materials. In this study, the rheological properties of pastes with LC³ and admixtures at different ratios are characterised with a viscometer. Their compressive strength and its development with time is also analysed. Understanding how these properties are influenced by the type and dosage of chemical admixtures, the water-to-binder ratio and the LC³ composition offers valuable information for the optimisation of self-compacting concrete (SCC) incorporating these materials. An experimental programme based on a fractioned factorial design has been used to determine the composition of the pastes to be tested. The statistical analysis of the experimental results identifies and quantifies the key interactions affecting the pastes' performance. Multiple linear regression is used to develop equations to evaluate the compatibility of the different compositions tested. The statistical models obtained will enable the development of optimised LC³ mixes for enhanced workability and strength, whilst reducing embodied carbon and cost.

KEYWORDS: Calcined clay, low-carbon, rheology, strength, superplasticisers.

1.- INTRODUCTION

Concrete has been said to account for 8% of the global CO_2 production (1). The main driver behind its embodied carbon is the content of cement clinker, which accounts for approximately 90-95% of the CO_2 emissions attributable to concrete (2). Supplementary Cementitious Materials (SCMs) conventionally used to reduce embodied carbon by

partially replacing cement, such as Ground Granulated Blast Furnace Slag (GGBS) and Pulverised Fly Ash (PFA), are becoming increasingly scarce. Concrete made with Limestone Calcined Clay Cement (LC^3), a ternary cement blend incorporating calcined clay, limestone, and gypsum, has a lower embodied carbon while maintaining comparable strength and durability to Portland cement concrete (3). Despite its advantages, practical deployment of LC^3 faces challenges due to its effect on fresh state and early age properties (4, 5), which are critical aspects to self-compacting concrete (SCC) and 3D printed concrete.

Previous studies have explored the effects of the calcined clay content or superplasticiser dosage, but the interactions between mix design variables and the effect of different superplasticisers remain under-explored (6, 7, 8). This research addresses some of these gaps by investigating how key mix design variables affect the rheological and compressive strength of LC3 pastes. A structured experimental design, combined with statistical modelling techniques, was used to analyse these effects.

2.- METHODOLOGY

An experimental programme was designed based on the statistical principles of Design of Experiments (9) to define the paste mixes that would be produced and tested. The yield stress and plastic viscosity of each mix were measured using a rotational rheometer, and the compressive strength of paste samples was measured at the age of 28 days.

2.1.- Variables considered

The factors considered in this study and their levels of variation are summarised in Table 1. These were selected based on their influence on rheology and strength as identified by previous research (4, 5). Three levels were considered for each of the factors. For the calcined clay content, superplasticiser dosage, and water/binder ratio, these values were defined based on previous literature and observations from the preliminary testing of comparable mixes. Three different superplasticisers (referred to as A, B, and C) were considered.

Table 1. Factors considered and their levels

Factor	*Levels*
Calcined clay (% o/binder)	20% – 30% – 40%
Superplasticiser type	A – B – C
Superplasticiser (% o/binder)	0.7% – 1.0% – 1.3%
Water/Binder ratio	0.35 – 0.40 – 0.45

2.2.- Materials and methods

The raw materials used were: Portland cement CEM I 52.5 N, calcined clay, limestone powder and gypsum. These were dry blended before being mixed with tap water and superplasticiser to produce the pastes. The calcined clay had a kaolinite content of 83.4%. The limestone powder and gypsum were ground to a cumulative passing percentage of 70%

through the 75 µm sieve. The pastes were mixed to EN 196-3:2016 standard with 60 seconds of hand mixing rather than 30. After mixing, the fresh paste was transferred to the sample container of the rheometer. Testing with a Viskomat NT rheometer started exactly two minutes after the completion of mixing to the same profile: rotational speed increased from 0 to 40 rpm over 120 seconds; kept constant at 40 rpm for 120 seconds; decreased to 0 rpm over 120 seconds. Three cubic 25-mm specimens were cast from each mix and stored in controlled conditions for 28 days, when they were tested in compression at a loading rate of 200 N/s using an Instron 3382 Dual Column Floor Mounted Testing System.

2.3.- Experimental programme

Instead of testing all possible combinations of the factors and levels in Table 1 (which would have meant 81 different mixes), an L27 orthogonal array was followed, which reduced the number of mixes to 27 (in Table 2) without compromising the analysis of results.

Table 2. Experimental programme

Mix id.	*Calcined clay*	*SP Type*	*SP dosage*	*Water/Binder*
1	40%	A	0.7%	0.35
2	40%	A	1.0%	0.40
3	40%	A	1.3%	0.45
4	40%	B	0.7%	0.40
5	40%	B	1.0%	0.45
6	40%	B	1.3%	0.35
7	40%	C	0.7%	0.45
8	40%	C	1.0%	0.35
9	40%	C	1.3%	0.40
10	50%	A	0.7%	0.40
11	50%	A	1.0%	0.45
12	50%	A	1.3%	0.35
13	50%	B	0.7%	0.45
14	50%	B	1.0%	0.35
15	50%	B	1.3%	0.40
16	50%	C	0.7%	0.35
17	50%	C	1.0%	0.40
18	50%	C	1.3%	0.45
19	60%	A	0.7%	0.45
20	60%	A	1.0%	0.35
21	60%	A	1.3%	0.40
22	60%	B	0.7%	0.35

23	60%	B	1.0%	0.40
24	60%	B	1.3%	0.45
25	60%	C	0.7%	0.40
26	60%	C	1.0%	0.45
27	60%	C	1.3%	0.35

3.- RESULTS AND DISCUSSION

3.1.- Yield stress and plastic viscosity

For each of the pastes, the yield stress and viscosity that maximised the fit between the shear stress-shear rate curves measured with the rheometer and the Bingham plastic model:

$$\tau = \tau_0 + \mu_p \dot{\gamma} \quad (1)$$

Where the shear stress (τ) and the yield stress (τ_0) are expressed in Pa, $\dot{\gamma}$ is the shear rate expressed in s^{-1}, and μ_p is the plastic viscosity in Pa·s.

Yield stress results were first analysis by means of an analysis of variance, which led to the main effects plots shown in Figure 1. As expected, higher SP dosages and water-to-binder ratios were associated with lower values of the yield stress. Not all three superplasticisers, however, performed equally: superplasticiser types B and C had a similar effect, but type A was associated with lower reductions in yield stress. Higher calcined clay contents were associated with higher yield stress values.

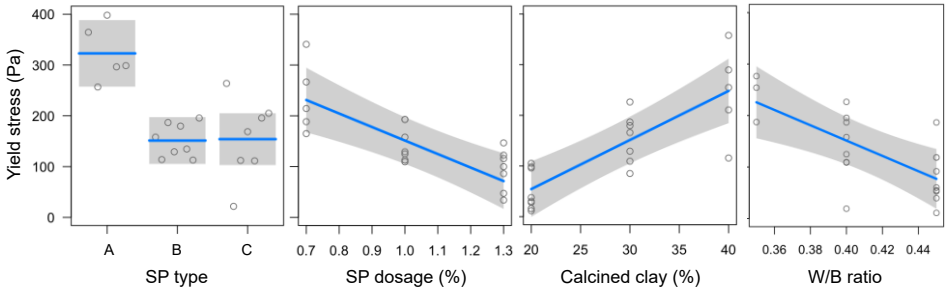


Figure 1. Main effects plots for the yield stress

A multiple linear regression model was performed to relate the yield stress values to the factors considered, including pairwise interactions. After removing those terms that were not statistically significant, the fitted equation was as follows (R-squared = 0.82):

$$\tau_0 = s + 29.96\ CC + 289\ SP - 1413\frac{W}{B} - 19.44\ CC \times SP \quad (2)$$

Where the value of the fitted coefficient *s* is 120, 273, or 116 for superplasticiser A, B, or C, respectively; *CC* is the calcined clay content, in percentage over binder; and *SP* is the dosage of superplasticiser, in percentage over binder.

The interaction between the superplasticiser dosage and calcined clay content was found to be statistically significant. This indicated that the effect of the calcined clay content on the yield stress varied with the SP dosage. Figure 2 shows the three response surfaces of the yield stress as modelled by equation (2) against SP dosage and calcined clay percentage, one for each type of superplasticiser, assuming a water-to-binder ratio equal to 0.40. Increasing the calcined clay content by 10% led to an average increase of 163.5 Pa in the yield stress when the *SP* dosage was 0.7%. The same variation in the calcined clay content was associated with an average increase of 46.8 Pa in the yield stress when a higher *SP* dosage of 1.3% was considered. Increasing the dosage of superplasticiser was found to moderate the effect of calcined clay on the yield stress of the pastes for all three superplasticisers considered.

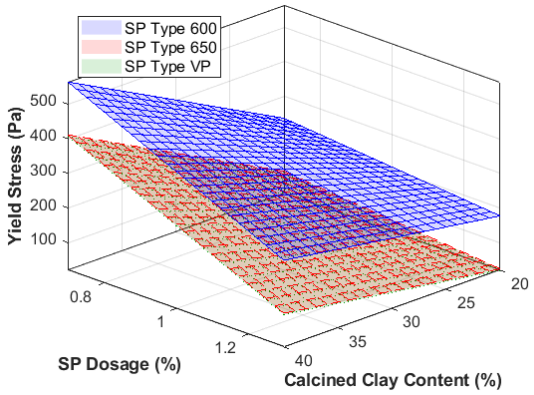


Figure 2. Yield stress vs SP dosage and calcined clay content (w/b=0.40)

The main effects plots resulting from the analysis of variance carried out on the plastic viscosity results are shown in Figure 3. The key factors controlling viscosity were the calcined clay content and the water-to-binder ratio.

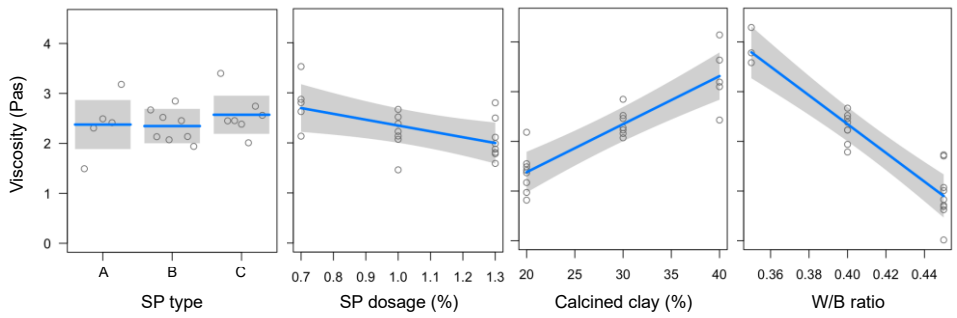


Figure 3. Main effects plot for the plastic viscosity

Although the main effects plots in Figure 3 showed that the three superplasticisers were similar in terms of their direct effect on viscosity, the multiple linear regression analysis, where pairwise interactions between factors could be accounted for, provided more nuanced information. The fitted equation was as follows (R-squared = 0.89):

$$\mu_P = \mathrm{v} + \mathrm{v}_1\ \mathrm{CC} - 1.376\ \mathrm{SP} - 29.52\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{B}} \qquad (3)$$

Where the fitted coefficient v is 12.21, 14.45, or 12.19 for superplasticiser A, B, or C, respectively; and the fitted coefficient v_1 is 0.1115, 0.0339, or 0.1205 for superplasticiser A, B, or C, respectively.

The fitted coefficient multiplying the calcined clay content was not the same for all three superplasticisers, revealing that the trend between viscosity values and calcined clay contents was not the same for all three superplasticisers. This can be observed in Figure 4, where the response surfaces for the plastic viscosity as modelled by equation (3) are shown against *SP* dosage and calcined clay percentage, assuming a water-to-binder ratio equal to 0.40. With all three superplasticisers, higher calcined clay contents led to pastes with increased viscosity, but the magnitude of such increase depended strongly on the superplasticiser.

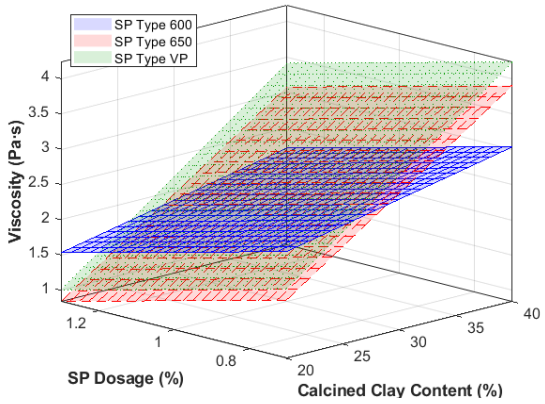


Figure 4. Response surfaces for the plastic viscosity

3.2.- Compressive strength at 28 days

The main effects plots shown in Figure 5 summarise the direct effect of the factors on the average 28-day compressive strength, as quantified by the analysis of variance. Water-to-binder ratio and calcined clay content were determining factors, but the effect of the superplasticiser type and dosage was found to be equally relevant.

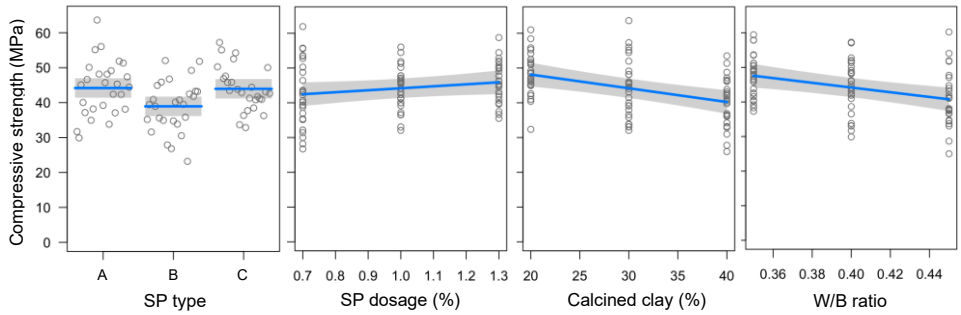


Figure 5. Main effects of factors on 28-day strength means

The multiple linear regression analysis, considering pairwise interactions, resulted in the following equation (R-squared = 0.74):

$$\ln(f_{cm}) = m - 4.618\frac{W}{B} - n\,CC + 0.099\,CC \times \frac{W}{B} \quad (4)$$

Where $\ln(f_{cm})$ is the natural logarithm of the average compressive strength at 28 days, the coefficient m is 6.12, 6.32, or 6.05 for superplasticiser A, B, or C, respectively; and the coefficient n is 0.0586, 0.0593, or 0.0503 for superplasticiser A, B, or C, respectively.

The model described by Eq. (4) is shown in Figure 6, where each response surface assumes a different superplasticiser dosed at 1.0% over binder. The interactions and coefficients in the model described the effect of the calcined clay content on compressive strength as dependent on the water-to-binder ratio as well as the superplasticiser. These findings, together with the observations made in relation to the rheological parameters, was consistent with there being a question of compatibility between the superplasticiser and the relationship of calcined clay content to compressive strength.

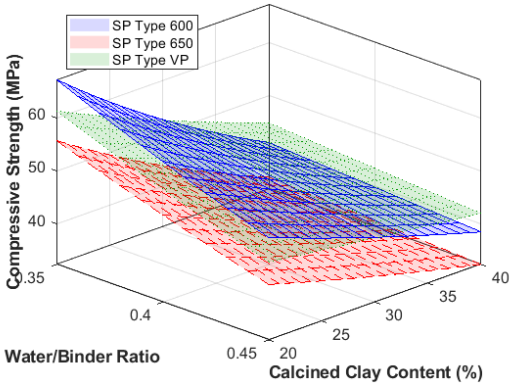


Figure 6. Compressive strength vs W/B and calcined clay content (SP = 1.0%)

4.- CONCLUSIONS

This study highlighted that the performance of LC^3-based mixes is highly dependent on the compatibility between the superplasticiser and the calcined clay content, as well as their interactions with the rest of variables. The main conclusions are:

- Different superplasticisers were found to affect the rheological parameters and compressive strength of LC^3 pastes differently. Nuanced differences emerged when interactions with other variables were considered.
- Higher calcined clay contents were consistently associated with higher yield stress and viscosity. This effect could be moderated significantly by increasing the dosage of superplasticiser.
- The average compressive strength at 28 days was influenced not only by the water-to-binder ratio and the calcined clay content but also by the interaction between the two and the superplasticiser used. This reinforced the finding that different superplasticisers differ in terms of their compatibility with LC^3 affecting fresh state and hardened state performance.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors wish to thank Sika UK Ltd and Imerys for kindly providing some of the materials used in this study. The authors also want to express their gratitude to the technical staff and colleagues of the materials and structures laboratories of the School of Civil Engineering at Leeds for their continued support during this project.

REFERENCES

[1] Lehne, J. and Preston, F., 'Making concrete change: Innovation in low-carbon cement and concrete', Chatham House Report 13 (2018).

[2] Sousa, V. and Bogas, J. A., 'Comparison of energy consumption and carbon emissions from clinker and recycled cement production', Journal of Cleaner Production **306** (2021) 127277.

[3] Juenger, M.C.G., Snellings, R. and Bernal, S.A., 'Supplementary cementitious materials: New sources, characterization, and performance insights', Cement and Concrete Research **122** () (2019) 257-273.

[4] Muzenda, T.R., Hou, P., Kawashima, S., Sui, T. and Cheng, X., 'The role of limestone and calcined clay on the rheological properties of LC3', Cement and Concrete Composites **107** () (2020) 103516.

[5] Dhanpani, Y., Sakthivel, T., Santhanam, M., Gettu, R. and Pillai, R.G., 'Mechanical properties and durability performance of concretes with Limestone Calcined Clay Cement (LC3)', Cement and Concrete Research **107** () (2018) 136-151.

[6] Scrivener, K., Avet, F., Maraghechi, H., Zunino, F., Ston, J., Hanpongpun, W. and Favier, A., 'Impacting factors and properties of limestone calcined clay cements (LC3), Green Materials **7** () (2018).

[7] Sposito, R., Beuntner, N. and Thienel, K.C., 'Characteristics of components in calcined clays and their influence on the efficiency of superplasticizers', Cement and Concrete Composites **110** () (2020) 103594.

[8] Hou, P., Muzenda, T.R., Li, Q., Chen, H., Kawashima, S., Sui, T., Yong, H., Xie, N. and Cheng, X., 'Mechanisms dominating thixotropy in limestone calcined clay cement (LC3)', Cement and Concrete Research **140** () (2021).

[9] Telford, J.K., 'A brief introduction to design of experiments', Johns Hopkins apl technical digest **27** (3) (2007) 224-232.

6 - PROPRIEDADES ESPECIFICAS DE BETÕES ESPECIAIS SUSTENTÁVEIS | PROPIEDADES ESPECÍFICAS DE HORMIGONES ESPECIALES SOSTENIBLES

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

The Virtual Fields Method in Notched Brazilian Disc Tests for High-Performance Concrete

A. S. Cruces[(1)], J. C. Suárez-Bermejo[(1,2)] and B. Moreno[(1)]

[(1)] Escuela de Ingenierías Industriales, Universidad de Málaga, España.
[(2)] ETS Ingenieros Navales, Universidad Politécnica de Madrid, España.

ABSTRACT

This study presents a novel application of the virtual field method (VFM) for the determination of the mechanical properties of high-performance concrete (HPC) using the Brazilian disk test for mixed mode fracture. Traditionally, characterizing the fracture toughness of HPC has been challenging due to its quasi-fragile behavior and the complexity of mixed-mode fracture. In this paper, the Brazilian disk test and VFM are combined to obtain an accurate assessment of the requested material's mixed-mode behavior. The Brazilian disk test imposes a combination of fracture modes I/II, depending on the angle of the wave with the direction of application of the compressive load. The complete field of displacements at the specimen surface is captured during loading using digital image correlation (DIC) procedures. The VFM is used to analyze the DIC displacement data and extract the material behavior curve until its limit state is reached. By selecting appropriate virtual fields, the influence of boundary conditions and material nonlinearity is minimized, which improves the procedure for the determination of stress intensity factors (SIF). The results demonstrate the effectiveness of the proposed method to characterize the mixed-mode fracture behavior of HPC. In addition, the influence of several parameters, such as mode ratio and notch length, is investigated. This study provides a valuable tool for the fracture characterization of quasi-fragile materials and contributes to the advancement of the design of HPC structures.

KEYWORDS: VFM, HPC, Brazilian disc, mixed mode I/II, fracture.

1.- INTRODUCTION

The Virtual Fields Method (VFM) [1] has positioned itself as an attractive and efficient strategy for the identification of constitutive parameters of materials, taking advantage of full-field measurements of displacements obtained by techniques such as Digital Image Correlation (DIC) [2]. In the following, VFM is presented in a general way, comparing it with other parameter identification methods and highlighting its advantages and disadvantages.

This method is based on the Principle of Virtual Works (PVW), a fundamental concept in the mechanics of deformable solids, which states that the internal virtual work (deformation energy) must be equal to the external virtual work (work done by external forces) for any compatible virtual displacement field. This is expressed, without considering volumetric forces and inertia effects, as shown in Eq. (1):

$$-\int_v \boldsymbol{\sigma}^{DIC} : \boldsymbol{\epsilon}^* \, dv + \int_{\partial v} \boldsymbol{T} . \boldsymbol{u}^* \, ds = 0 \tag{1}$$

where: $\boldsymbol{\sigma}^{DIC}$ is the stress tensor obtained from the strain data derived from DIC, which depends on the material parameters, $\boldsymbol{\epsilon}^*$ is the virtual strain tensor, $\boldsymbol{T}$ is the vector of forces applied on the contour, $\boldsymbol{u}^*$ is the virtual displacement field, v is the volume of the test specimen, ∂v is the surface area of the specimen. The virtual field of deformations can be calculated from Eq. (2):

$$\epsilon_{ij}^* = \frac{1}{2}\left(u_{i,j}^* + u_{j,i}^*\right) \tag{2}$$

Furthermore, the stress field appearing in Eq. (1) can be expressed as a function of the strain field obtained by DIC, using a constitutive model (C) that provides the expected stress-strain relationship [3].

Since the DIC provides only full-field measurements at the specimen surface, it is necessary to establish as an assumption a plane stress state in the test specimen. In this way, the volume and surface integrals can be simplified by transforming them into surface and line integrals, respectively, as shown in Eq. (3):

$$-h \int_s \boldsymbol{\sigma}^{DIC}(\boldsymbol{\epsilon}^{DIC}(\boldsymbol{X}, t), \boldsymbol{C}) : \boldsymbol{\epsilon}^*(\boldsymbol{X}, t) \, ds + h \int_{\partial s} \boldsymbol{T}(\boldsymbol{X}, t) . \boldsymbol{u}^*(\boldsymbol{X}, t) \, dl = 0 \tag{3}$$

where h is the specimen thickness, s is the specimen surface and ∂s is its contour, where ($\boldsymbol{X}$,t) are the spatial and temporal coordinates respectively. In this way, the virtual work of the loads applied on the contour will be expressed as a function of the load cell readings, F_a, ensuring that the virtual vertical displacement at the point of load application is constant and taking the horizontal component as zero.

The DIC technique allows obtaining displacement values with a high surface density of measurement points. In this way, it is possible to integrate the virtual work of the internal forces by approximating the integrals by discrete sums, as shown in Eq. (4):

$$-hS_t^2 \sum_{t=1}^{N_t} \sum_{i=1}^{N} \left(\sigma_{xx}^{t,i} \varepsilon_{xx}^{*t,i} + \sigma_{yy}^{t,i} \varepsilon_{yy}^{*t,i} + 2\sigma_{xy}^{t,i} \varepsilon_{xy}^{*t,i}\right) + F_a(t) u^* = 0 \tag{4}$$

where S_t is the DIC step size in meters, N is the number of points used by the DIC and N_t is the number of loading steps. If the constitutive model is linear, the system of equations is linear and can be solved directly to obtain the material parameters. For a nonlinear constitutive model, the corresponding parameters are identified by an iterative procedure. The convergence of this process is controlled by a cost function, as can be most

appropriately considered as the square of the value of the left-hand side of Eq. (4). The selection of virtual fields is a crucial aspect in VFM implementation [5].

2.- NOTCHED BRAZILIAN DISC TEST

The Brazilian Disc with Central Notch (BDCN) test is an experimental technique widely used in fracture mechanics to study the behavior of quasi-brittle materials under mixed mode I/II loading conditions. The BDCN test is performed on a cylindrical specimen with a pre-existing central notch. The specimen is placed between two loading plates and subjected to a diametral compressive load. The notch, which is introduced by water jet cutting, acts as a stress concentrator, promoting fracture initiation and propagation at its tip. In the tests carried out [6], already published and used in this work for the application of VFM, a standard cylindrical specimen with a diameter 2R = 150 mm and a thickness B of 30 mm was used. The length of the initial notch is 60 mm, as shown in Fig. 1.

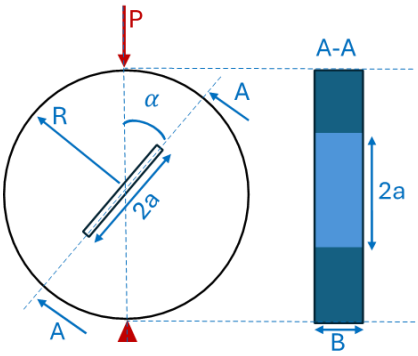


Figure 1. Dimensions and boundary conditions of a BDCN test. The orientation of the notch with respect to the direction of the applied load (angle α) determines the specimen ratio of mode I (opening) and mode II (sliding) stress at the notch vertices.

Due to the presence of mixed mode I/II loading, the crack begins to deviate from a straight path as the load increases. The stress conditions are often described as a mixicity ratio which is usually expressed by the parameter M^e, indicated in Eq. (5).

$$M^e = \frac{2}{\pi} arctg\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right) \tag{5}$$

where the Stress Intensity Factors (SIF) for each mode are given by Eq. (6).

$$K_i = \frac{P\sqrt{a}}{RB\sqrt{\pi}} \frac{1}{\sqrt{1-\frac{a}{R}}} Y_i\left({}^{a}/_{R}, \alpha\right) \tag{6}$$

The values of the shape functions for mode I and mode II can be found in the literature [7]. The cracking process of concrete occurs ahead of the notch, in the so-called Fracture Process Zone (FPZ) [8]. The development of the FPZ is the main reason for the quasi-

fragile behavior after reaching the maximum load. The typical properties of the FPZ that are of interest to study are its length l_{FPZ} and its width w. In addition, mixed mode I/II loading conditions affect the development of the FPZ in concrete. The FPZ deviates from the straight path due to the presence of mixed mode I/II and increased mode II loading [9]. The major advantage of using BDCN specimens lies in the testing of concrete structures prior to their renovation, since cylindrical samples obtained by drilling are normally used to obtain basic information on the material properties.

2.1.- Methods and materials

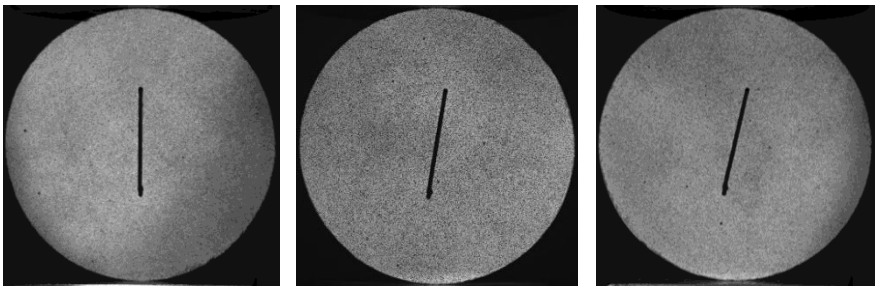
The test specimens used in this research were manufactured with High-Performance Concrete (HPC), which was designed with the intention of producing thinner and lighter precast concrete structural elements. The aggregates are composed of 0/4 mm natural sand and 4/8 mm high quality crushed granite (maximum aggregate size is 8 mm). Portland cement CEM I 42.5 R with three mineral additives was used. The binder consisted of 81% CEM I 42.5 R, 9.5% metakaolin, 7.5% GBFS and 2.5% limestone. The water/binder ratio was 0.22. A polycarboxylate-based superplasticizer was selected based on its compatibility with cement. The concrete was prepared in a volume of 0.7 m^3 and poured into molds.

The tests were performed under mode I, mixed mode I/II and pure mode II loading conditions. The different mixed mode conditions are achieved by varying the notch inclination angle α versus load position. Three specimens have been considered, and their as-measured geometrical parameters are given in Table 1.

Table 1. Measured dimensions of the Brazilian notched discs.

Specimen	*a/R*	*α*	*D [mm]*	*B [mm]*	*2a [mm]*
6_3_1	0.406	0º	149.18	30.56	60.59
6_3_2	0.403	5º	149.23	30.48	60.21
6_3_3	0.404	15º	149.17	30.56	60.29

A speckle pattern was applied on the surface of the BDCN samples to produce a random distribution of dots. The size of the coarse aggregates is not suitable for direct acquisition of DIC data, as they are larger than the subset of pixels used in the evaluation of displacements. This pattern was obtained by painting the sample surface white and applying black spray (Fig. 2). This allowed a correct acquisition of displacements and deformations



by DIC.

Figure 2. Specimens prepared with speckle patterns for direct acquisition of DIC data during the BDCN test, with $\alpha = 0^o, 5^o, 15^o \; and \; 2a = 60 \; mm$.

For the static fracture tests, an MTS servo-hydraulic rig with a maximum capacity of 100 kN was used. This equipment can induce vertical displacements at a rate of 0.01 mm/s. A *Flir Gazelle* CCD camera with a resolution of 4.1 MPxl was used. To ensure good homogeneous light conditions for proper DIC measurements, this camera was combined with a *Schneider* objective coupled to two light sources. The working distance was increased to 80 cm to reduce the misalignment error. Due to the brittle behavior of the test, 150 images per second were taken. This equipment arrangement provides a Field of View (FOV) of 181.24 × 181.24 mm^2. The digital images were processed with *MatchID* V2024.1 software, using both the 2D DIC module to obtain the displacement fields and the VFM module to identify material properties by the virtual field method.

2.2.- Digital image correlation results

Digital image correlation provides full field information about point displacements on the specimen surface under stress by comparing images taken before and after introducing the load in the compression test. Each captured image is divided into smaller regions, called "interrogation windows". The cross-correlation product is used to determine the relationship between the interrogation windows before and after specimen deformation [10]. The distribution of speckle size (pixels) was determined for every specimen, and a color code was used to identify zones of coarse spots or lack of contrast.

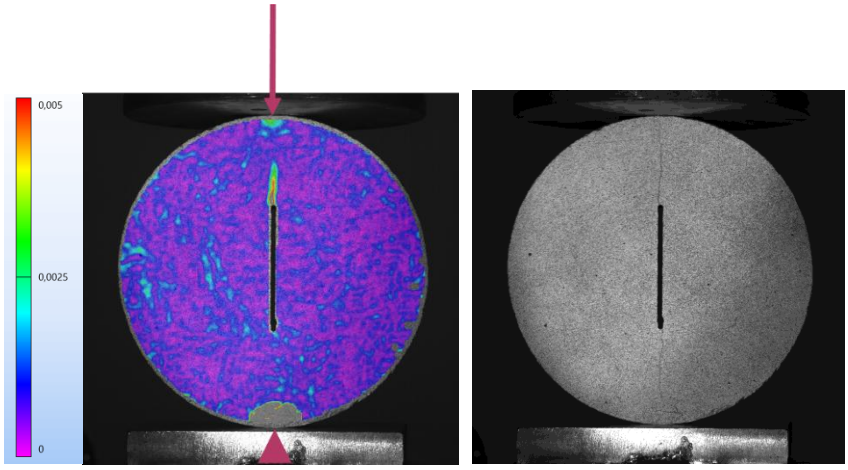


Figure 3. Full-field measurement of von Mises equivalent strains in specimen 6_3_1 ($\alpha = 0^o \; and \; 2a = 60 \; mm$), at the frame where crack propagation is starting.

Figure 3 shows the deformation field for specimen 6_3_1 under compression. The displacement and deformation fields obtained by DIC are used to identify and quantify the FPZ. In addition to the load introduction locations at the top and the support at the bottom,

as can be seen in Fig. 3, the FPZ manifests itself as a region of high deformation located at the top vertex of the notch. Different criteria, such as the values of the principal strain ε_{II}, can be used to visualize the size and shape of the FPZ just at the moment of crack propagation.

3.- DERIVATION OF CONSTITUTIVE PARAMETERS BY VFM

The stress state, however, is not obtained directly from DIC measurements. It is necessary to assume a model of material behavior and constitutive parameters that need not be known precisely or must be determined by independent tests. This is where VFM comes into play. Adopting an elastic constitutive model and plane strain conditions, we can assume that the stress in the direction perpendicular to the plane of the specimen is negligible or zero. Knowing the work done by the external loads applied on the contour, we can estimate based on the deformations at each point what would be the best set of constitutive parameters compatible with that deformation field. Figure 4 shows how the domain is discretized, leaving out the load introduction zones and the boundary conditions, which could distort the results, to proceed to the iterative calculation by means of VFM.

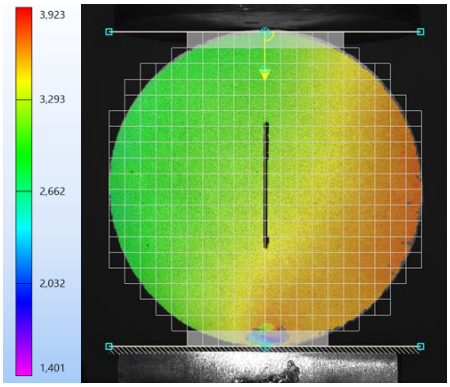


Figure 4. Discretization of the domain, loads and boundary conditions (superimposed on the field of vertical displacements, in *mm*) for derivation of constitutive parameters using the Virtual Fields Method (VFM) for specimen 6_3_1 ($\alpha = 0^o \; and \; 2a = 60 \; mm$).

The results of the BDCN tests, combined with the information obtained by DIC and VFM, allow the determination of several important parameters for fracture characterization in quasi-fragile materials. The SIFs, K_I and K_{II}, quantify the stress field strength at the notch apex for fracture modes I and II, respectively. These parameters can be calculated using analytical or numerical solutions, but can be obtained experimentally using DIC and VFM, without the need to know the constitutive parameters of the material beforehand. Likewise, one can obtain from the solution provided by VFM the stress T, which is a higher order term in the Williams expansion, and which describes the stress distribution in the vicinity of the notch tip. The T stress influences the fracture stability and the direction of crack propagation. Figure 5 shows the detail of stress distribution at the crack tip, determined by VFM. The length of the FPZ is a measure of the size of the region where microcracking and

plastic deformation processes occur prior to macroscopic crack propagation. The FPZ length can be determined experimentally by DIC and can be related to the measured properties for the material and to the loading conditions.

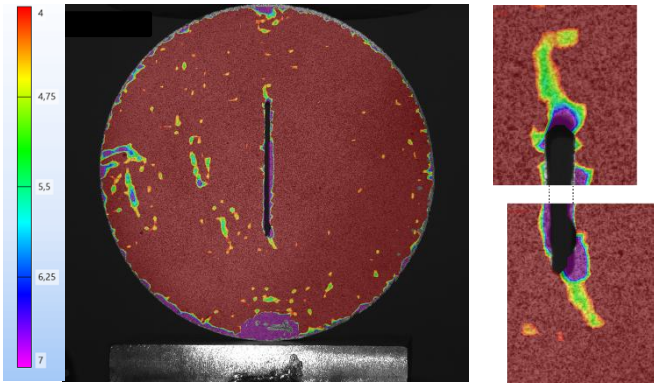


Figure 5. Initial steps on the development of von Mises equivalent stress (MPa) concentration at the notch tip, determined by VFM, in specimen 6_3_1 ($\alpha = 0^o \; and \; 2a = 60 \; mm$).

Crack Tip Opening Displacement (CTOD) and Crack Tip Sliding Displacement (CTSD) are measures of deformation at the crack tip, in modes I and II, respectively. These parameters can be extracted from displacement fields obtained by DIC and can be used to characterize fracture behavior in quasi-fragile materials. It is important to consider size effects in the BDCN test, especially in heterogeneous materials such as concrete. Results obtained on small specimens may not be directly extended to larger scale structures. The BDCN test, combined with the DIC technique and post-processing of results by VFM, is presented as a valuable tool for the evaluation of fracture parameters in concrete structures prior to their renovation, allowing an accurate estimation of the FPZ length and the quasi-fragile behavior of the material. The main benefit for structural engineers lies in the possibility of evaluating the current behavior of existing concrete structures based on standardized tests, determining the actual conditions under which the limit state is reached without the need for prior knowledge of the material's constituent parameters.

4.- CONCLUSIONS

As advantages of the DIC in the BDCN test, it is possible to highlight:

- DIC provides detailed information on the strain over the entire surface of the specimen, unlike conventional extensometers that only measure strain at specific points.
- these are non-contact measurements, i.e., DIC is an optical technique that does not require physical contact with the specimen, which avoids introducing errors or alterations in the behavior of the material.
- DIC allows direct visualization of the FPZ development, which provides valuable information about the fracture mechanisms in the material, especially if the constitutive

parameters of the material can be determined by VFM during the test itself and not with independent tests.
- DIC allows the size and shape of the FPZ to be quantified, which facilitates comparison between different materials or loading conditions.

In summary, the notched specimen Brazilian disk test, together with the visualization of process zone development using digital image correlation techniques and post-processing of results using the virtual fields method, provides a robust and versatile methodology for fracture characterization in quasi-brittle materials under mixed mode I/II loading conditions. The results obtained in this test are of great utility for the design and analysis of structures, as well as for the development of more accurate and efficient constitutive models.

ACKNOWLEDGEMENTS

One of the authors, J.C. Suárez-Bermejo, wishes to thank the Universidad Politécnica de Madrid for granting a sabbatical year that has facilitated the realization of this work in collaboration with the University of Málaga, specifically with the School of Industrial Engineering.

REFERENCES

[1] F. Pierron, M. Grédiac, *The Virtual Fields Method. Extracting Constitutive Mechanical Parameters from Full-field Deformation Measurements*, Springer (2012).

[2] E.M.C. Jones (Ed.) *A Good Practices Guide for Digital Image Correlation*. International Digital Image Correlation Society, iDICs (2018).

[3] J.M.P. Martins, A. Andrade-Campos, S. Thuillier. *Comparison of inverse identification strategies for constitutive mechanical models using full-field measurements*, International Journal of Mechanical Sciences, 145 (2018) 330-345.

[4] A. Peshave, F. Pierron, P. Lava, D. Moens, D. Vandepitte. *Metrics to evaluate constitutive model fitness based on DIC experiments*, Strain, 60 (2024) e12473.

[5] S. Roux, F. Hild. *Optimal procedure for the identification of constitutive parameters from experimentally measured displacement fields*, International Journal of Solids and Structures, 184 (2020) 14-23.

[6] P. Miarka, A.S. Cruces, S. Seitl, L. Malíkova, P. Lopez-Crespo. *Evaluation of the SIF and T-stress values of the Brazilian disc with a central notch by hybrid method*, International Journal of Fatigue, 135 (2020) 105562.

[7] H. Tada, P.C. Paris, G.R. Irwin, A.S. of M. Engineers, A.S.M. International, The Stress Analysis of Cracks Handbook, 3ª ed., ASME Press, Nueva York (2000).

[8] Z.P. Bažant, J. Planas. *Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials*, Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials (2019).

[9] P. Miarka, A.S. Cruces, P. Lopez-Crespo, W. De Corte. *Fracture process zone development and length assessment under the mixed mode I/II load analysed by digital image correlation technique*, Cement and Concrete Research 173 (2023) 107261.

[10] M.A. Sutton, J-J. Orteu, H.W. Schreier. *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements*, Springer (2009).

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Modelling orthotropic behaviour in robotic 3D printing of cementitious matrices with natural fibres and metallic reinforcement: a digital twin approach

Francisca Aroso[(1)], Rui Reis[(1)], Filipe Brandão[(1)], Bruno Figueiredo[(1,2)] and Paulo Cruz[(1,2)]

[(1)] Landscapes Heritage and Territory (Lab2PT), University of Minho, Guimarães, Portugal.
[(2)] School of Architecture, Art and Design, University of Minho, Guimarães, Portugal.

ABSTRACT

Robotic 3D printing with cementitious materials is reshaping construction by enabling geometrically complex and resource-efficient structures. Yet, the lack of robust analytical frameworks for validating the print quality and behaviours of fibre-reinforced composites continues to constrain the broader use of this technology in the construction industry. This study proposes a digital twin (DT)-based methodology for the post-production assessment of cementitious elements reinforced with natural and metallic fibres. By comparing photogrammetric point clouds of printed components to their original toolpath-derived meshes, one implements a geometry-based DT workflow that captures deviations, anisotropy, and layer-wise inconsistencies between layers that occur during fabrication. This process enables the qualitative and quantitative evaluation of geometric conformance and deformation. It provides critical insights into how reinforcement strategies affect material deposition, layer morphology, and build stability. The digital analyses highlight the influence of fibre content, reinforcement type, and rheological behaviour on the orthotropic performance of 3D printed elements. The core contribution lies in demonstrating how DT tools rooted in geometric fidelity and mesh-to-cloud comparisons can inform adaptive design, improve quality control, and support the development of performance-based standards for additive manufacturing in architecture and construction. This research advocates the integration of DT feedback loops into the 3D concrete printing pipeline, reinforcing the role of digital verification in advancing reliable and sustainable construction technologies.

KEYWORDS: Digital Twin, Fibres, Reinforcement, Robotic Additive Manufacturing (AM).

1.- INTRODUÇÃO

Robotic 3D concrete printing (3DCP) is a technology that is set to transform the construction industry through its material efficiency, the complexity of its geometries, and the reduction in formwork required. Nevertheless, ensuring dimensional accuracy and

structural reliability, particularly in reinforced cementitious elements, remains a critical challenge.

Digital twin (DT) methodologies, though well-established in the aerospace and manufacturing sectors, have not yet been widely adopted in construction-scale additive manufacturing. By comparing as-built point clouds to design meshes, they enable detailed assessment of deformation, anisotropy (material directionality), and print fidelity.

The utilisation of natural fibres (NF), such as sisal (SF) and coconut coir (CF), in conjunction with metallic reinforcements, such as embedded screws, has been posited as a potential solution to enhance mechanical and rheological performance. However, these materials may disrupt material flow and introduce geometric instability and introduce geometric instability during the printing process.

The present study proposes a DT framework for the evaluation of the geometric and orthotropic behaviour of fibre and screw-reinforced 3D-printed mortar elements. The objective of this research is to enhance quality control, guide adaptive fabrication strategies, and contribute to more sustainable and precise construction workflows.

2.- MATERIALS AND METHODS

2.1.- Production of prototypes

A pre-mixed commercial mortar from Weber, Saint Gobain (3D 160-1) was utilised as the foundation for the 3D printing trials. This mixture conforms to the EN 206 standard [1] and has been meticulously formulated for 3D printing applications. The mortar formulation is characterised by a maximum aggregate size of 1 mm, with the incorporation of short polypropylene fibres measuring less than 5 mm. The mortar has been enriched with NF, namely SF and CF. SF are a by-product of industrial tapestry production. The extraction of CF is derived from the coconut husk. It is important to note that these fibres have not undergone any post-treatment modifications. (Table 7).

Table 16. Summary of mortar and fibres properties

Mortar Weber 3D 160-1			
Binder	OPC CEM		
Additives	Limestone, PP < 5 mm	Compressive class	C50/60
Aggregates	Dmax. < 1 mm	Flow value	
Spec. density	2200 kg/m^3	Haegermann cone	140 mm
Sisal fibres			
Density	1.4 g/cm^3	Tensile strength	400 - 700 MPa
Length/width	1 - 500 mm / 0.1 – 0.4 mm	Elastic modulus	9 - 38 GPa
Coconut fibres (coir)			
Density	1.4 g/cm^3	Tensile strength	70 - 106 MPa
Length/width	1 - 4 mm / 0.1 – 0.5 mm	Elastic modulus	3 - 6 GPa

The constituent proportions of fibres, water, and pre-dosed mortar for each fibre-reinforced batch were carefully measured. The mixtures were produced using a Controls Group 65-L0502 bench mixer, with each batch yielding a total volume of 4 litres. The mixing process began with the dry blending of fibres with the pre-dosed mortar. Subsequently, water was added to the mixer, followed by the gradual incorporation of the fibre-mortar blend over a span of approximately two minutes, while mixing at a low speed (120 RPM). The mixture was then homogenised at 285 RPM for a further five minutes.

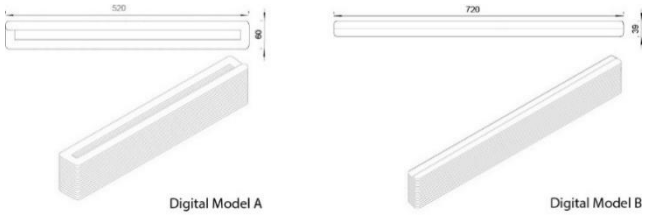


Figure 13. Geometrical and dimensional variation among digital models A (left) and B (right)

Table 17. Summary of mixtures

Prototype	Designation	Digital model	Water	Reinforcement
P1	Ref	A	11% Mortar	--
P2	Screw	A	11% Mortar	Wood screws
P3	Sisal 0.40	A	12% Mortar	0.40% Sisal by weight of mortar
P4	Coconut 0.13	B	12% Mortar	0.13% Coconut by weight of mortar
P5	Coconut 0.40	B	12% Mortar	0.40% Coconut by weight of mortar

Five mixes were created, each corresponding to one of the five prototypes. The reference prototype was composed solely of mortar, with a water content of 11% by mass of anhydrous mortar (Ref). Where half of the prototype comprised 4 x 60 mm galvanised steel wood screws. Furthermore, three additional prototypes were fabricated, incorporating SF and CF, at a mass percentage of 0.4% of anhydrous mortar. Each prototype comprised 16 layers, with a thickness and width of 6 mm and 20 mm, respectively. The robotic arm's forward speed was operated at 0.15 m/s. The extrudability of each mixture was assessed, and a series of tests were conducted to correct for the presence of water in mixtures with NF. This established the water content that ensured the maintenance of these printing parameters (see Table 2). The prototypes were divided into two dimensional and geometrically distinct Digital Models A and B (Figure 13). Prototypes 1, 2 and 3 had an overall length of 520 mm and featured a central gap in the design (Digital model A). Prototypes 4 and 5 had a monolithic geometry without central gap with total length of 720 mm (Digital model B).

After the production of the five prototypes (P1, P2, P3, P4 and P5), they were maintained within a laboratory environment for a period of 365 days.

2.2.- Digital Twin

The geometric conformance (print quality and geometric accuracy) analysis of the 3D-printed prototypes was performed by comparing photogrammetric point clouds with the mesh models of the original designs. These meshes were generated using Rhinoceros' Shrinkwrap algorithm applied to the swept sections of the toolpaths created in Grasshopper (Rhinoceros plug-in) for fabrication. The cross-sectional geometry was assumed to follow an oblong profile, as suggested in prior literature [2; 3] for layer-pressing 3DCP.

The point-cloud models of the specimens were scaled using ground control points positioned during the survey around the specimens. The survey was conducted with a Nikon ZF6II camera equipped with a 24-70 mm f/2.8 lens set to 24 mm with a fixed aperture. Prototypes P1 to P5, required 88, 89, 79, 226, and 65 photos respectively. All photosets were aligned in Agisoft Metashape Pro 2.2 (generates 3D spatial data from digital images) to obtain the SfM models and dense point clouds. The sparse clouds were optimized up to +/- 0.30 RMS of reprojection error. The table on which the specimens were placed served as a reference for aligning the models to the XY plane. The registration of the point cloud with the as-designed mesh is obtained using the Iterative Closest Point (ICP) algorithm, constraining scale transformations, translations in the Z axis, and rotations in X and Y axes. This ensures an optimal alignment of the models.

3.- RESULTS

3.1.- Qualitative analysis

Signed distance maps from CloudCompare (3D Point could/mesh processing software) showing the elevation deformation on **Figure 14** (side view) of five 3D-printed prototypes: reference (top left), SF (top right), metallic screw reinforcement (bottom left), and 0.13% and 0.40% CF (bottom right). Distances are calculated from the point cloud to the reference mesh (DT), with colour gradients representing deviations in millimetres, i.e., error. Green zones indicate minimal deviation; red and blue denote over and under extrusion respectively.

Reference: Shows moderate deviations at the base and right edge, with visible blue and red patches indicating under and over extrusion. The absence of reinforcement leads to flow inconsistencies and limited interlayer bonding (likely led to a mix with reduced cohesion and increased flow, contributing to surface instability and settling effects during the build), characteristic of low-viscosity mixes.

Screw Reinforcement: This prototype displays highly localized geometric disruptions, particularly concentrated around the zones of screw placement. The deformation pattern shows that the screws interfere with the extrusion path, especially near the top-right corner, where irregularities are more pronounced. These artifacts indicate that the embedded screws act as physical obstructions, disrupting the intended material flow, altering

compaction, and inducing vertical displacement. Such mechanical interference compromises the continuity of the printed layers and highlights the need for more integrated reinforcement strategies in additive manufacturing workflows [4].

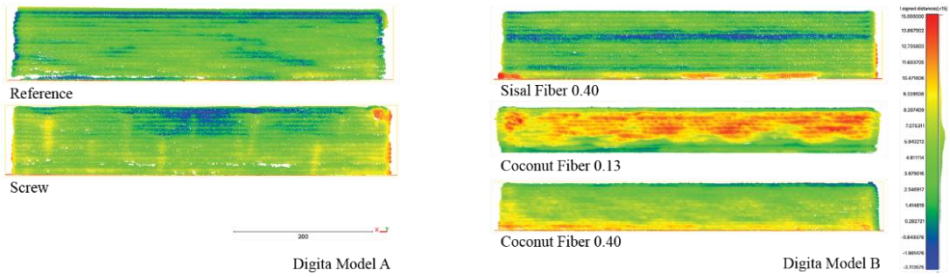


Figure 14: Comparison of elevation deviations in 3DCP elements with varying reinforcement strategies

SF 0.40: This prototype demonstrates one of the most stable and uniform deposition profiles among the tested configurations. The elevation closely aligns with the reference mesh across the entire surface, showing minimal signs of over-deposition, slumping, or layer distortion. Such geometric fidelity reflects a well-balanced rheological behaviour, likely attributed to the stiffening and bridging effects of sisal fibres. These fibres enhance thixotropy and interlayer cohesion. As a result, they promote better shape retention and reduce deformation during printing. This is mainly due to their high tensile strength and mechanical stiffness [5].

CF 0.13: This prototype exhibits the highest geometric deviation among all configurations. The signed distance map reveals extensive over-deposition concentrated in the mid-height layers, forming longitudinal ridges. The low dosage of CF, combined with their relatively low stiffness and water absorption capacity, likely resulted in a highly fluid mix with limited shape stability. This rheological imbalance may have caused the extruded material to slump or flow beyond the intended profile, especially before setting. The findings highlight the importance of optimizing fibre content for stability and consistency during printing [6-10].

CF 0.40: Although less uniform than the SF-reinforced prototype, this sample exhibits a relatively consistent elevation profile, particularly across the middle section. Minor deviations are observed at the base and bottom right, where slight over-deposition occurs. These distortions may be attributed to the lower elastic modulus and bonding capacity of CF compared to SF, resulting in reduced structural restraint and dimensional control during setting. The soft and flexible nature of coconut fibres allows greater movement within the fresh mortar. This effect is amplified at higher fibre contents, potentially compromising shape stability [6-10].

Additional levels of digital analysis are added, with great potential in the context of the DT. **Figure 15** illustrates, as an example, the analysis of Prototype 4 (CF 0.13) from five different perspectives. On the left side (A) displays a cross-sectional comparison between

the as-built point cloud (black outline) and the target design mesh (red profile). The contours reveal pronounced sidewall deviations and minor top-surface deformation, potentially caused by nozzle lift or over-deposition. Image (B), illustrates evenly spaced horizontal slices along the Z-axis, enabling localized layer-by-layer assessment. Variability in edge sharpness and symmetry suggests mechanical disturbances or inconsistent rheology during printing. The Axon cloud analysis (C) shows that displacements are mainly concentrated along the longitudinal side walls of the CF-reinforced concrete prototype, as indicated by warmer colour gradients (yellow to red). Conversely, the top and bottom faces display minimal deformation (cooler colours), suggesting higher dimensional stability. This distribution likely results from the anisotropic mechanical behaviour of the CF and boundary condition effects, indicating that reinforcement predominantly affects the vertical plane. On the right side (D) shows the plan view of the top layer, where lateral irregularities are most visible. Terminal regions of the extrusion present bulging, likely linked to material buildup or deceleration artifacts. Finally, on the right (E), provides a composite 3D view of the layered contours, with each line representing a horizontal cross-section. The stratification reflects build progression and highlights cumulative geometric drift over height.

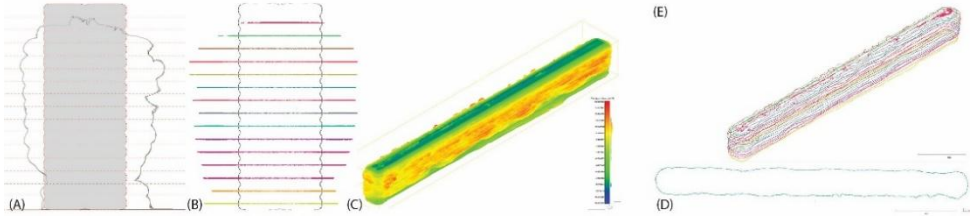


Figure 15. Qualitative analysis of prototype 4: cross-sectional comparison (A/B), axon cloud analysis (C), top layer plan view (D) and composite 3D layered contours (E)

3.2.- Quantitative analysis

It is also possible to statistically model the performance of the prototypes by determining the displacements of the various points on them. As illustrated on the left side of **Figure 16**, the distribution of the displacements of all the prototypes is presented. The x-axis indicates the displacements i.e. error, whilst the y-axis indicates the frequency of the data. On the right side. In the same figure, on the right-hand side, we report the mean and standard deviation (SD) for each prototype. It is evident that the reference, screw and SF 0.40 (P1, P2 and P3) demonstrate a distribution that is analogous to the normal distribution. The mean of the distribution is marginally positive, though negligible, with a value of less than 3 mm. The SD are equivalent to the averages and can thus be considered acceptable. Furthermore, the superior performance of Screw and SF 0.40 is clear, as evidenced by the lower statistical data when compared to the reference.

An analysis of the CF prototypes (P4 and P5) reveals a distinct difference in the data. The prototypes in question have been found to demonstrate high average displacements. However, the most salient point is that the standard deviation of the CF 0.13 is commensurate with the mean. This outcome demonstrates the inefficiency of the prototype,

attributable to the inadequate incorporation of fibres, as previously referenced. In this regard, it is noteworthy that this prototype is the only one to exhibit bimodal behaviour, as evidenced by the presence of two peaks in different locations: one on the positive axis at approximately 12 mm, and the other on the negative axis near -10 mm. The CF 0.40 prototype demonstrated a tendency to conform more closely to the reference, albeit with more pronounced errors.

This analysis clearly demonstrates that it demonstrates the efficacy of statistical decomposition in facilitating the derivation of conclusions that are in alignment with the qualitative analysis. Alternatively, a subjective assessment can be obtained through the utilisation of previously established data. The system can also be systematised or automated for the purpose of quality control in the context of prototype production, whether this takes place during or after the production process. It is also possible to establish different tolerances, depending on whether the displacements are positive or negative.

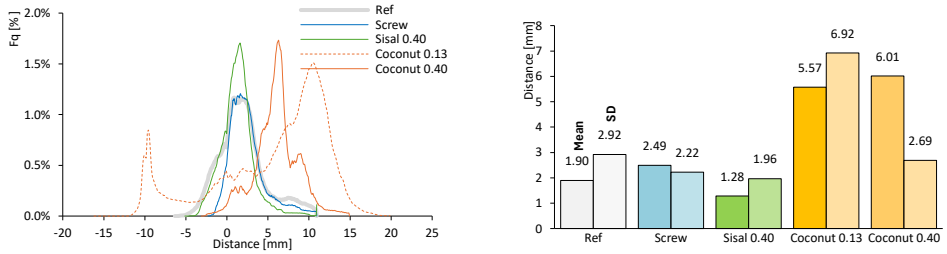


Figure 16. Distribution of prototype displacements: frequency (left) and mean with standard deviation (SD) (right)

4.- CONCLUSIONS

This study demonstrates the critical role of DT frameworks in advancing the precision, reliability, and adaptability of 3DCP workflows.

- Through high-resolution geometric analyses – such as signed distance mapping, cross-sectional comparison, and layer-wise contour evaluation - one systematically assessed the effects of different reinforcement strategies, including NF and metallic elements, on the dimensional fidelity of printed components. The results confirm that material behaviour, particularly rheological properties influenced by reinforcement type and dosage, significantly impacts the geometric outcomes of additive manufacturing.
- The integration of DT enables not only detailed post-fabrication assessment but also establishes a foundation for predictive modelling and real-time feedback control. By identifying deviations, i.e., error, early and correlating them with material-process interactions, this approach offers a pathway to optimize print parameters, improve structural performance, and minimize waste.
- Digital twin technologies offer excellent potential for the construction industry by enabling real-time or post-printing quality control. Their capacity to generate closed feedback loops between design and fabrication supports adaptive optimisation and more reliable, data-driven manufacturing workflows.

- In conclusion, the use of DT methodologies in 3DCP holds transformative potential, particularly when paired with hybrid reinforcement systems. It facilitates a shift toward closed-loop, data-informed manufacturing processes capable of delivering high-performance, geometrically accurate, and sustainable concrete components. Future work should extend this methodology toward automated correction protocols and deeper integration with AI-driven adaptive fabrication systems.

ACKNOWLEDGMENTS

This work is co-funded by the Agência para a Competitividade e Inovação IAPMEI, I.P. through the Programa operacional C5. Capitalização e Inovação Empresarial of the Plano de Recuperação e Resiliência (PRR), Project "INOV.AM Innovation in additive manufacturing, WP19 Rein4concrete", Funding reference: PRR/49/INOV.AM/EE. This was supported through the Multiannual Funding of the Landscape, Heritage, and Territory Laboratory (Lab2PT), Ref. UID/04509/2020, financed by national funds (PIDDAC) via FCT/MCTES.

[1] IPQ (2007) NP EN 206-1:2007. *Concrete. Part 1: specification, performance, production and conformity (in Portuguese).* Caparica, IPQ.

[2] Alhussain, A., Duarte, J. P. and Brown, N. C.,, 2024. Developing a data-driven filament shape prediction model for 3D concrete printing. *Front. Built Environ, 10*, pp.1-16.

[3] Carneau, P., Mesnil, R., Baverel, O. and Roussel, N.,, 2022. Layer pressing in concrete extrusion-based 3D-printing: Experiments and analysis. *Cement and Concrete Research, 155*.

[4] Hass, L. and Bos, F., 2020. Bending and Pull-Out Tests on a Novel Screw Type Reinforcement for Extrusion-Based 3D Printed Concrete. In: Freek P. Bos, Sandra S. Lucas, Rob J. M. Wolfs & Theo A. M. Salet, *Second RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication.* Cham, 2020//: Springer International Publishing.

[5] Zhang, Y., Zhang, Y., Yang, L., Liu, G., Chen, Y., Yu, S. and Du, H., 2021. Hardened properties and durability of large-scale 3D printed cement-based materials. *Materials and Structures,* 54(1), p.45.

[6] Ali, M., Liu, A., Sou, H. and Chouw, N., 2012. Mechanical and dynamic properties of coconut fibre reinforced concrete. *Construction and Building Materials,* 30, pp.814-825.

[7] Yalley, P. and Kwan, A., 2012. Use of coconut fibre as an enhancement of concrete. *J. Eng. Technol.,* 2, pp.54-69.

[8] Martinelli, F. R. B., Ribeiro, F. R. C., Marvila, M. T., Monteiro, S. N., Filho, F. and Azevedo, A. R. G., 2023. A Review of the Use of Coconut Fiber in Cement Composites. *Polymers (Basel),* 15(5).

[9] Thu Huyen, B., Boutouil, M., Sebaibi, N. and Levacher, D., 2019. *Effect of coconut fibers on the mechanical properties of mortars.*

[10] Galicia-Aldama, E., Mayorga, M., Arteaga-Arcos, J. C. and Romero-Salazar, L., 2019. Rheological behaviour of cement paste added with natural fibres. *Construction and Building Materials,* 198, pp.148-157.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Performance evaluation of 3D printed cementitious mortars with coir reinforcement

Filipe Brandão[(1)], Francisca Aroso[(1)], Rui Reis[(1)], Bruno Figueiredo[(1,2)], Carlos Jesus[(3)], Aires Camões[(3)] and Paulo Cruz[(1,2)]

[(1)] Lab2PT – Laboratório de Paisagens Património e Território, Universidade do Minho, Portugal.
[(2)] School of Architecture, Art and Design, University of Minho, Guimarães, Portugal.
[(3)] Centre for Territory, Environment and Construction (CTAC), Guimarães, Portugal.

ABSTRACT

This study explores the use of coir waste fibres as reinforcement in 3D printing with cementitious mortars, aiming to enhance mechanical performance and promote sustainability. While conventional synthetic fibres are effective, they raise concerns regarding cost, resource exploitation, and recyclability. In contrast, fibres sourced from the textile, agro-industrial, fishing, and meat sectors offer a renewable and economically viable alternative with notable mechanical benefits. This paper assesses the compatibility of these fibres with cementitious mortars, as well as their mechanical properties and cost-effectiveness. It analyses the impact on the workability and mechanical behaviour of the 3D-printed mortar, including ductility, tensile strength, cracking resistance, and interlayer adhesion. The study examines the influence of fibre content, slenderness, and dispersion on structural performance while maintaining printability and dimensional accuracy using discontinuous fibre reinforcement. Fiber-matrix interactions, water absorption, and fibre dispersion are also evaluated, including potential surface treatments and chemical modifications to improve fibre bonding and durability in cementitious composites. The results show that incorporating residual fibres improves the mechanical properties of 3D-printed elements while reducing the need for synthetic reinforcements. This research offers valuable insights for designers, engineers, and construction professionals aiming to optimize structural integrity and sustainability in 3D printing.

PALAVRAS-CHAVE: 3D printing, Additive Manufacturing, Performance, Coconut Fibres, Coir.

1.- INTRODUCTION

Natural fibres (NF) are generally classified as plant-, animal-, or mineral-based. They are renewable, cost-effective, and often locally available. Plant fibres - such as banana, coir, flax, hemp, jute and sisal - have attracted growing interest due to their sustainability and broad industrial applications [1]. NF are constituted mostly of cellulose, hemicellulose, lignin, waxes, and water-soluble compounds. High cellulose content is typically correlated

with better strength and stiffness [2]. NF mechanical properties also depend on microfibril angles, cellulose polymerization, ecotype, plant maturity, location, and extraction methods. Hence, fibre selection should match application-specific strength needs [3]. Conversely, high lignin contents are associated with resistance to microbial degradation, impermeability, and long term durability of fibres [4]. Similarly, fibres with high elongation at break and low modulus of elasticity have been identified has improving deformability and post-cracking performance of cement matrices [5].

Table 18 outlines physical properties of various NF and synthetic fibres. Key advantages include low density (1.07–1.60 g/cm³) and good mechanical tensile strength (108-3000 MPa). Some NF can achieve tensile strengths comparable to those of synthetic fibres. Other advantages are recyclability, biodegradability, and lower cost ($200-$1000/ton) compared to glass ($1200–$1800/ton) and carbon fibres ($12,500/ton). NF production also consumes much less energy (4 GJ/ton) than glass (30 GJ/ton) or carbon fibres (130 GJ/ton) [6].

Table 18. Comparative physical properties of natural and synthetic fibres

Fibres	Density [g/m3]	Tensile strength [MPa]	Young modulus [GPa]	Cellulose Content [%]	Lignin Content [%]	Ref
Banana	1.35	721.5–910	29	60-65	5-10	[3]
Coir	1.2	108-252	4-6	32-43	40-45	[3] [2]
Cotton	1.5-1.6	287-597	5.5-12.6	82,7	-	[3] [2]
Curaua Leaf	1.4	1250-3000	30-80	73.6	7.5	[3] [2]
Flax	1.4-1.5	345-1500	27.6-80	64-75	2-2.5	[3], [7] [2]
Hemp	1.48	550-900	70	68	10	[2] [3]
Jute	1.3-1.46	393-860	10-60	61-71	11.8-13	[3], [7] [2]
Pineapple Leaf	1.07-1.50	413-1627	34.5-82.5	70-80	12.7	[2] [3]
Sisal	1.33-1.5	400-700	9-38	65	9.9	[3] [2]
E-Glass	2.5	2000-3500	70-73		-	[3] [2]
Aramid (normal)	1.4	3000-3150	63-67		-	[3]
Carbon (standard)	1.4	4000	230-400		-	[3]

Several NF - flax, jute, pineapple, banana, sisal or coir - offer interesting properties for reinforcing 3D printed concrete (3DPC). Amongst the NF alternatives, coir fibres have lower cost and are shorter (6-12mm). Shorter fibres have been identified as better fit for 3DCP, causing less clogging in printing systems. Hence, coir fibres do not require further processing to ensure adequate sizes for 3DCP. Due to its high lignin content and high elongation at break (30%) [5], composites with coir fibres will likely show better durability, crack resistance and impact resistance. Coir being one of the fibres with lower porosity, will absorb less water [5].

Despite their benefits, NF face challenges in cement composites due to their hydrophilicity, water absorption, and dimensional instability. Poor dispersion and weak fibre-matrix interactions can limit performance. Chemical treatments - such as alkaline, silane, acetylation, and acrylation - help address these issues. Alkaline treatment removes hemicellulose and impurities, increases surface area, and enhances fibre-matrix bonding [8], [9].

The incorporation of coir fibres in cement composites has shown promising results [9], yet it remains underexplored in 3DCP [10]. Also, the influence of printing direction on the mechanical performance of the material, with and without fibre reinforcement is particularly relevant in the context of 3D concrete printing (3DCP), where layer interfaces, printing direction, and interlayer bonding are known to contribute to anisotropic behaviour [11]. This study investigates the incorporation of coconut-based natural fibres (coir). This type of fibre exhibits good tensile strength, a low Young's modulus, and high elongation.

2.- MATERIALS AND METHODS

Table 19 presents the materials used in this study: coconut fibres (coir), and a commercial mortar Weber (3D 160-1), provided by the manufacturer. Coir fibres used range from 1-4 mm in length, 0.1-0.5 mm in width, with a density of 1.4 g/cm³, tensile strength of 40-70 MPa, and a Young's modulus of 3-6 GPa.

Table 19. Mortar and fibre characteristics

Mortar Weber 3D 160-1			
Additives	Limestone, PP < 5 mm	Compressive class	C50/60
Aggregates	Dmax. < 1 mm	Flow value	140 mm
Spec. density	2200 kg/m^3	Haegermann cone	
Coconut fibres (coir)			
Density	1.4 g/cm^3	Tensile strength	70 – 106 MPa
Length/width	1 - 4 mm / 0.1 – 0.5 mm	Elastic modulus	3 – 6 GPa
Mix design			
Designation	Water	Reinforcement	
Ref	11% Mortar	--	
0.13 Coconut	12% Mortar	0.13% Coconut by weight of mortar	
0.40 Coconut	12% Mortar	0.40% Coconut by weight of mortar	

The table also presents the quantitative composition of the mixes. Three mixes were made, corresponding to three prototypes. A reference prototype, with just mortar and 11% water by mass of anhydrous mortar (Ref). Two additional prototypes were also produced with the incorporation of coconut fibres, at a content of 0.13 and 0.4% by mass of anhydrous mortar. To correct for anticipated fibre water absorption the water by mass was slightly increased in

mixes with coir fibres. Once the 3 prototypes were produced, they were kept in a laboratory environment for 365 days.

Each prototype consisted of 16 layers, each 6 mm high and 20 mm wide, with total dimensions of 720 x 39 x 96 mm (LxWxH) (Figure 17).

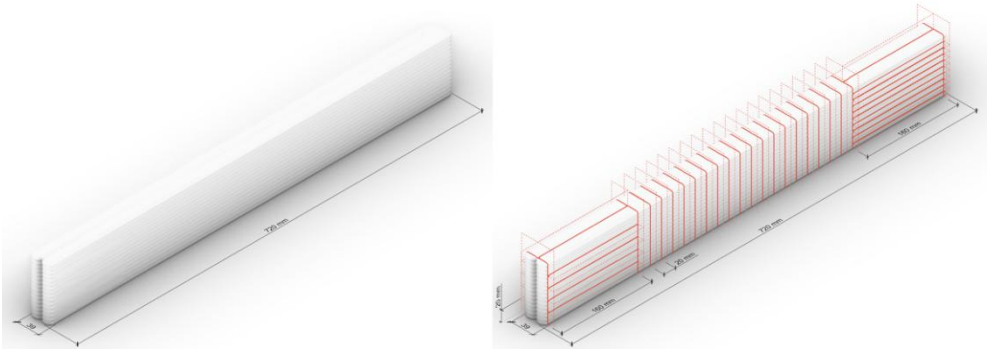


Figure 17. Model of the As-Designed prototype for 3D Printing (Left) and specimen cutting schema (Right)

The mixes were prepared with the Controls Group 65-L0502 bench mixer. Each batch was prepared with a total mix volume of 4 litres. The fibres, water and pre-dosed mortar were weighed separately. The mixing procedure started with mixing the fibres with the pre-dosed mortar. Next, the water was added to the mixer and the pre-mixed mortar with fibres was slowly added over approximately 2 minutes with the mixer running at low speed (120 RPM). Then, the mixtures are stirred at 285 RPM for 5 minutes.

To carry out the extrusion, a KUKA KR10 1440-2 6-axis robot equipped with REX v3.0, a custom designed end-effector for 3DCP [12], was used. The nozzle velocity was set to 0.15 m/s (Fig. 2).



Figure 18. Weighting, mixing and robotic 3D printing coir fibre-reinforced 3DCP

3.1.- Mechanical tests of Coir Fibre-Reinforced 3DCP

All printed prototypes underwent a precise and controlled sectioning procedure to extract test specimens with dimensions suited for mechanical characterization (Figure 17). Specimens were cut in three orthogonal orientations relative to the printing direction to investigate potential orthotropic behaviour. The specimens were then tested normal to the printing plane (Dir. 1), along the layers (Dir. 2), and perpendicular to the filament path (Dir. 3), as illustrated in Figure 19. Specimens oriented normal to the printing plane (Dir. 1) measured approximately 160 mm in length, while those perpendicular to the printing path (Dir. 3) extended up to 100 mm, depending on print geometry. The sectioning thickness was dependent on the extruded filament's profile - approximately 20 mm.

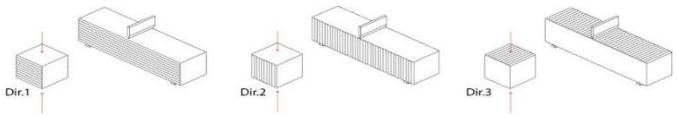


Figure 19. Diagram of the three-point bending and compressive strength tests in 3 directions

For testing in Dir. 3, cardboard spacers were placed between the specimen and one of the supports to ensure proper alignment and preserve geometric integrity. Just prior to mechanical testing, all specimen faces were ground to eliminate surface irregularities and ensure uniform contact surfaces.

Mechanical tests - flexural and compressive strength - were conducted in accordance with EN 196-1:2006 [8]. Flexural testing involved a 200 N preload, followed by loading at a displacement rate of 5 mm/h and a loading rate of 30 N/s. For compression testing, specimens were also preloaded with 200 N, then loaded at a displacement rate of 2 mm/h and loading rate of 350 N/s.

Tests were performed in all three orientations (Dir. 1, Dir. 2, and Dir. 3), and the final mechanical properties were calculated as the arithmetic mean of three measurements per orientation.

4.- RESULTS

Table 20 shows the dimensions of the 3D-printed prototypes for both the reference and coir-reinforced mortars. The filament measurements indicate over-extrusion in the fibre-reinforced samples, which decreases as fibre content increases. The reduced over-extrusion observed in the 0.4 fibre mixture may be attributed to three possible mechanisms: (i) water absorption by the fibres, (ii) the physical presence of the fibres within the matrix, and/or (iii) fibre-induced chemical interactions. At this, the mechanism - or combination of mechanisms - responsible for the observed changes in rheology and extrudability remains uncertain.

Table 20. Reference and Coir reinforced prototype dry dimensions (after 28 days)

Prototypes	Length (mm)	Width (mm)	Height (mm)	Filament W (mm)
Reference	720	40	96	20
0.13 Coconut	740	70 (max)	82	35 (max)
0.40 Coconut	725	50 (max)	90	25 (max)

Flexural tests show a reduction in strength for the 0.13% and 0.4% fibre-reinforced samples compared to the reference of 53% and 77% in Dir.1, and 64% and 67% in Dir.2, respectively (Figure 20). All directions show an improvement with increasing fibre content, yet the improvement is more significant for Dir.1 and Dir.3. Contrary to other directions, Dir.3 flexural performance results are improved compared to the reference, with 108% and 150% for 0.13 and 0.4 fibre contents respectively.

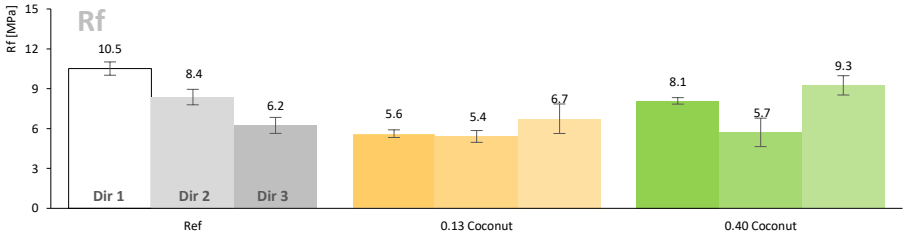


Figure 20. Flexural tests in all 3 directions for ref, 0.13 Coconut and 0.4 Coconut

Compression tests demonstrate a reduction in strength with increasing fibre content, yet contrary to flexural strength, results in Dir.2 for 0.13 fibre content are improved compared to reference (Figure 21).

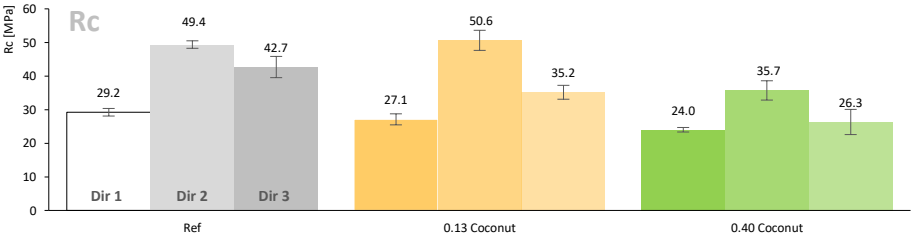


Figure 21. Compression tests in all 3 directions for ref, 0.13 Coconut and 0.4 Coconut

In the compression test, it is also observed that there are clearly preferential directions, both in the absence and presence of fibres. The best results are found in Dir. 2, while the worst are in Dir. 1. In the case of the flexural test, the presence of fibres alters the preferential directions. It is worth noting that in the reference sample, the best performance is in Dir. 1, whereas with the incorporation of fibres, it shifts to Dir. 3.

5.- CONCLUSIONS

This study evaluated the mechanical performance of 3D-printed cementitious mortars incorporating coir fibres, focusing on printability, dimensional behaviour, and strength characteristics in multiple orientations.

- The incorporation of coir fibres affected the geometry of the printed elements, with increased fibre content resulting in reduced over-extrusion and improved dimensional consistency.
- Mechanical test results revealed a clear orthotropic behaviour. In compression, Dir. 2 consistently exhibited the highest strength across all mixes, with and without fibre reinforcement. In contrast, Dir. 1 showed the lowest compressive performance.
- In flexural testing, the addition of fibres modified the preferential strength directions. While the reference samples performed best in Dir. 1, the fibre-reinforced samples showed a marked improvement in Dir. 3, with strength gains of 108% and 150% for 0.13% and 0.4% fibre contents, respectively.
- Overall, coir fibres demonstrated a capacity to improve mechanical behaviour in certain orientations, particularly in flexural strength along the filament direction. However, some loss in strength was observed in other directions, suggesting a complex interaction between fibre content, distribution, and matrix compatibility.
- Despite the mechanical trade-offs, the use of coir fibres presents a sustainable and low-cost alternative to synthetic fibres in 3D printed mortars, with potential benefits in crack resistance, ductility, and environmental performance.
- Further research is recommended to optimise fibre treatment methods, improve dispersion, explore long-term durability under various environmental conditions and its influence on rheological behaviour.

ACKNOWLEDGMENTS

This work is co-funded by the Agência para a Competitividade e Inovação IAPMEI, I.P. through the Programa operacional C5. Capitalização e Inovação Empresarial of the Plano de Recuperação e Resiliência (PRR), Project “INOV.AM Innovation in additive manufacturing, WP19 Rein4concrete”, Funding reference: PRR/49/INOV.AM/EE. The first author work was funded by IN2PAST – Associate Laboratory for Research and Innovation in Heritage, Arts, Sustainability and Territory, funding reference LA/P/0132/2020. This initiative was supported through the Multiannual Funding of the Landscape, Heritage, and Territory Laboratory (Lab2PT), Ref. UID/04509/2020, financed by national funds (PIDDAC) through the FCT/MCTES.

REFERENCES

[1] Y. G. Thyavihalli Girijappa, S. Mavinkere Rangappa, J. Parameswaranpillai, and S. Siengchin, ‘Natural Fibers as Sustainable and Renewable Resource for Development of Eco-Friendly Composites: A Comprehensive Review’, *Front. Mater.*, vol. 6, p. 226, Sep. 2019, doi: 10.3389/fmats.2019.00226.

[2] V. Yadav and S. Singh, 'A comprehensive review of natural fiber composites: Applications, processing techniques and properties', *Materials Today: Proceedings*, vol. 56, pp. 2537–2542, 2022, doi: 10.1016/j.matpr.2021.09.009.
[3] U. K. Sanivada, G. Mármol, F. P. Brito, and R. Fangueiro, 'PLA Composites Reinforced with Flax and Jute Fibers—A Review of Recent Trends, Processing Parameters and Mechanical Properties', *Polymers*, vol. 12, no. 10, p. 2373, Oct. 2020, doi: 10.3390/polym12102373.
[4] K. G. Satyanarayana, J. L. Guimarães, and F. Wypych, 'Studies on lignocellulosic fibers of Brazil. Part I: Source, production, morphology, properties and applications', *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 38, no. 7, pp. 1694–1709, Jul. 2007, doi: 10.1016/j.compositesa.2007.02.006.
[5] O. Onuaguluchi and N. Banthia, 'Plant-based natural fibre reinforced cement composites: A review', *Cement and Concrete Composites*, vol. 68, pp. 96–108, Apr. 2016, doi: 10.1016/j.cemconcomp.2016.02.014.
[6] P. Peças, H. Carvalho, H. Salman, and M. Leite, 'Natural Fibre Composites and Their Applications: A Review', *J. Compos. Sci.*, vol. 2, no. 4, p. 66, Nov. 2018, doi: 10.3390/jcs2040066.
[7] S. Choi, V. Panov, S. Han, and K.-K. Yun, 'Natural fiber-reinforced shotcrete mixture: Quantitative assessment of the impact of fiber on fresh and plastic shrinkage cracking properties', *Construction and Building Materials*, vol. 366, p. 130032, Feb. 2023, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2022.130032.
[8] O. Onuaguluchi and N. Banthia, 'Plant-based natural fibre reinforced cement composites: A review', *Cement and Concrete Composites*, vol. 68, pp. 96–108, Apr. 2016, doi: 10.1016/j.cemconcomp.2016.02.014.
[9] M. Abedi *et al.*, 'A sustainable cementitious composite reinforced with natural fibers: An experimental and numerical study', *Construction and Building Materials*, vol. 378, p. 131093, May 2023, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2023.131093.
[10] S. B. F. Warsi, B. Panda, and P. Biswas, 'Exploring fibre addition methods and mechanical properties of fibre-reinforced 3D printed concrete: A review', *Developments in the Built Environment*, vol. 16, 2023, doi: 10.1016/j.dibe.2023.100295.
[11] Y. Lu, J. Xiao, and Y. Li, '3D printing recycled concrete incorporating plant fibres: A comprehensive review', *Construction and Building Materials*, vol. 425, p. 135951, Apr. 2024, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2024.135951.
[12] J. Ribeiro, B. Figueiredo, P. J. S. Cruz, and A. Camões, 'Concrete AM: An insight into the control of main parameters', in *Structures and architecture: a viable urban perspective?: proceedings of the Fifth International Conference on Structures and Architecture (ICSA 2022), Aalborg, Denmark, July 6-8, 2022*, M. F. Hvejsel and P. J. S. Cruz, Eds., in Structures and architecture, no. volume 2. , Boca Raton: CRC Press, 2022, pp. 245–253. doi: 10.1201/9781003023555.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Desarrollo de hormigones para construir un futuro más sostenible y resiliente. El enfoque innovador del proyecto SINCERE

Estefania Cuenca[(1)], Lorenzo Austoni[(1)], Jacopo Nicoloso[(1)] y Liberato Ferrara[(1)]

[(1)] Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental (DICA), Politecnico di Milano, Italia

RESUMEN

Dentro del marco del proyecto europeo SINCERE se ha desarrollado un programa experimental en el que el objetivo principal es desarrollar hormigones más sostenibles y eficientes energéticamente sin renunciar a la capacidad estructural. Para ello se han desarrollado distintos hormigones reduciendo el contenido de cemento mediante la adición de puzolanas, así como hormigones utilizando materiales de cambio de fase para obtener una mayor eficiencia energética. Todos los hormigones fueron caracterizados tanto en estado fresco mediante el ensayo de escurrimiento como en estado endurecido, mediante ensayos de retracción, compresión y flexión entre otros, ésta última particularmente interesante para los hormigones en los que se añadieron fibras amorfas. Para la caracterización mecánica de los hormigones se hicieron probetas 4x4x16cm, así como probetas rectangulares de 50x10x3cm para pruebas de flexión y evaluación del autosanado (self-healing) obtenidas de placas de 100x50x3cm. Esto fue particularmente interesante para poder valorar la influencia de la orientación de las fibras en la respuesta mecánica. Los primeros resultados de la campaña experimental muestran que la resistencia a compresión y flexión de los hormigones con sustitución de cemento por puzolana y presencia de materiales de cambio de fase resultan ser muy similares a la del hormigón de referencia, únicamente se aprecia una consistencia algo menos fluida en comparación con el hormigón de referencia.

PALABRAS CLAVE: hormigón, sostenible, materiales cambio de fase.

1.- INTRODUCCIÓN

Las emisiones de CO_2, que representan tres cuartas partes del total de gases de efecto invernadero liberados a la atmósfera, parecen ser el principal impulsor del cambio climático y el calentamiento global. La producción de un metro cúbico de hormigón, el material de construcción más utilizado, libera aproximadamente 0,2 toneladas de CO_2 a la atmósfera; estas emisiones alcanzan entre 0,29 y 0,32 toneladas por metro cúbico para los hormigones que utilizan únicamente cemento Portland en su diseño de mezcla. La producción de cemento por sí sola representa aproximadamente el 80 % de todas las emisiones de CO_2

generadas por el sector de la construcción y es responsable del 5-8 % de las emisiones antropogénicas globales de CO_2 [1].

Más allá de sus consecuencias ambientales y sanitarias, la creciente concentración de CO_2 en la atmósfera también compromete la durabilidad de las estructuras de hormigón, acelerando el proceso de carbonatación, que puede reducir la vida útil estructural en aproximadamente 15-20 años. El empeoramiento de la degradación de las estructuras de hormigón requiere intervenciones de mantenimiento que, a su vez, alimentan el ciclo de producción, incrementando aún más las emisiones y contribuyendo aún más al agotamiento de los recursos minerales y las reservas de agua, el alto consumo de energía y la generación de residuos sólidos [2].

En las últimas décadas, la investigación y las aplicaciones se han centrado en la reducción del contenido de clínker en las mezclas de hormigón mediante la incorporación de materiales cementantes suplementarios (SCM) de subproductos industriales, como cenizas volantes (fly ash, FA), escorias granuladas de alto horno (GGBFS) y humo de sílice, así como puzolanas naturales. Esto permite sustituir parcialmente el clínker, manteniendo un rendimiento mecánico y una durabilidad adecuados. Además, aglomerantes innovadores como el cemento de arcilla calcinada con caliza (LC3) y los materiales activados alcalinamente (MAA) se perfilan como alternativas prometedoras con emisiones de CO2 significativamente menores, lo que contribuye a la implementación de modelos de economía circular que reducen la demanda de materias primas vírgenes y mitigan la huella ambiental de la producción de hormigón.

En la búsqueda continua de materiales inteligentes y avanzados a base de cemento para la construcción de nuevos edificios, estructuras e infraestructuras y la modernización de los existentes, los Hormigones de Ultra Alto Rendimiento (UHPC), una categoría de material que se caracteriza por un comportamiento característico (en caso de endurecimiento por deformación, strain-hardening) y una alta durabilidad también en estado fisurado, están emergiendo notablemente [3, 4]. De hecho, sus mejores propiedades mecánicas y de durabilidad permiten obtener el mismo rendimiento estructural con un consumo de material significativamente reducido y, al mismo tiempo, garantizando una vida útil más larga sin mantenimiento [5], compensando así los mayores impactos por metro cúbico, relacionados con el alto contenido de aglomerante y, asimismo, una fracción significativa de volumen de fibra, incorporada en el diseño de la mezcla para garantizar el comportamiento de endurecimiento por deformación, pero que también sirve como reemplazo parcial o incluso total del armado convencional (con barras de acero) [6-8]. Cabe destacar que la mayoría de las dosificaciones de UHPC encontradas en la literatura, incluso en aplicaciones a gran escala, incorporan CEM I, así como SCM, incluyendo FA y GGBS, cuya disponibilidad podría verse comprometida debido a la elevada huella de carbono y a la progresiva eliminación de los procesos industriales de los que dichos SCM son subproductos.
En este contexto, el proyecto Horizon Europe SINCERE, en cuyo contexto se ha realizado el presente trabajo, tiene entre sus objetivos el desarrollo de materiales y tecnologías de modernización que presenten una reducción de al menos un 30 % en la huella de carbono

en comparación con las soluciones actualmente disponibles. Para lograr este objetivo, se ha formulado y caracterizado mecánicamente una mezcla de UHPC, incorporando CEM IV como aglomerante y puzolanas naturales como SCM, y sustituyendo el armado tradicional de fibras de acero por uno con fibras de aleación amorfa [9]. Una evaluación preliminar de la huella de carbono, realizada únicamente sobre la base de las EPD de los componentes individuales, ha confirmado la fiabilidad en la consecución del objetivo medioambiental, preservando al mismo tiempo el rendimiento en estado fresco y endurecido.

2.- PROGRAMA EXPERIMENTAL

El diseño de la mezcla del material investigado se presenta en la Tabla 1. El cemento empleado, cuyo tipo también se indica en la Tabla 1, y la puzolana natural fueron proporcionados por Titan, partner del consorcio SINCERE. Se empleó un superfluidificante formulado específicamente para cemento bajo en carbono, suministrado por Master Builders, junto con fibras de aleación amorfa FIBRAFLEX FF15E0, compuestas por (Fe,Cr)80(P,C,Si)20, suministradas por SEVA Saint Gobain. Las fibras se presentan en láminas delgadas de 24 μm, 15 mm de largo y 1 mm de ancho, con un peso específico de 7200 kg/m³ y un módulo de elasticidad de 130 GPa. En la mezcla también se incorporaron 22 kg/m3 de dispersión acuosa de materiales de cambio de fase (microcápsulas de melamina formaldehído que contienen cera de parafina, con un aspecto macroscópico de una suspensión blanca, suministradas por MikroCaps d.o.o., con el nombre comercial MikroCapsPCM25-slurry, a través del socio del consorcio, la Universidad de Navarra), con el objetivo de validar su efecto también en el rendimiento térmico de los compuestos para la rehabilitación energética de edificios, un aspecto que de todos modos no se tratará en este trabajo.

Tabla 1. Dosificaciones

Material	*CEM IV*	*CEM IV + fibras*	*CEM IV + fibras + puzolana*	*CEM IV + fibras + puzolana + PCM*
CEM IV	1000	1000	882	882
Agua	200	200	200	192
Arena	1190	1172	1172	1172
Superfluidificante	33	41	41	41
Fibras de aleación amorfa	-	86	86	86
Puzolana	-	-	90	90
PCM (Materiales de cambio de fase)	-	-	-	22

3.- RESULTADOS Y CONCLUSIONES

El diseño de la mezcla se elaboró con una estrategia de incorporación progresiva, comenzando con la matriz no reforzada y añadiendo progresivamente fibras, puzolana y PCM.

El rendimiento en estado fresco se caracterizó mediante la prueba de escurrimiento, realizada con un cono troncocónico de 40 mm de altura, con diámetros superior e inferior de 80 mm y 70 mm, respectivamente. Con respecto a un diámetro de escurrimiento promedio de 335 mm de la matriz no reforzada, el diseño final de la mezcla, con la composición que se indica en la Tabla 1, presentó un diámetro de escurrimiento de 290 mm, lo que demuestra un buen mantenimiento de la capacidad autocompactante/nivelante. La principal causa de esta reducción observada fue la adición de fibras (la dosis empleada es del 1,2 % en volumen). El rendimiento mecánico se caracterizó mediante ensayos de flexión a tres puntos sobre probetas prismáticas de 40x40x160 mm, seguidos de ensayos de resistencia a compresión realizados en las mitades de las probetas resultantes. Para realizar los ensayos de flexión a tres puntos, se realizó una entalla de 5 mm de profundidad en la mitad de la luz, y las probetas se equiparon con un dispositivo para medir abertura de fisura (en inglés, Crack Mouth Opening Displacement, CMOD). Considerando la respuesta estable esperada de endurecimiento por flexión (strain-hardening) de las muestras ensayadas, se realizaron ensayos de flexión bajo control de desplazamiento, a una velocidad igual a 0,85 μm/s.

Las resistencias promedio a compresión y flexión de las mezclas investigadas a diferentes edades de ensayo se presentan en la Tabla 2, mientras que la Figura 1 presenta las curvas de tensión nominal a flexión vs. CMOD medidas a partir de ensayos de flexión para las mezclas con fibras. Además, en la Figura 2 se representan las curvas medias de todas las mezclas ensayadas, con y sin fibras. La consistencia del rendimiento medido es evidente. La Tabla 3 resume finalmente la huella de carbono incorporada, por unidad de volumen de material, calculada a partir de las EPDs de los materiales empleados y considerando la única diferencia, entre la mezcla investigada y una de referencia, en el tipo de cemento seleccionado: la referencia con un CEM I en lugar del CEM IV empleado. Los resultados confirmaron el logro del objetivo.

Tabla 2. Curvas promedio de esfuerzo de flexión vs. abertura de fisura a 7 y 28 días para las mezclas con y sin fibras

Mezcla	*Resistencia a compresión [MPa]*			*Resistencia a flexión [MPa]*		
	3 días	*7 días*	*28 días*	*3 días*	*7 días*	*28 días*
CEM IV	54.92	96.98	108.23	8.67	9.15	9.34
CEM IV+fibras	55.52	89.06	112.60	18.48	19.56	22.06
CEM IV +fibras+puzolanas	-	89.17	105.31	-	16.70	20.02
CEM IV +fibras+puzolanas+PCM	-	86.04	98.44	-	17.68	17.70

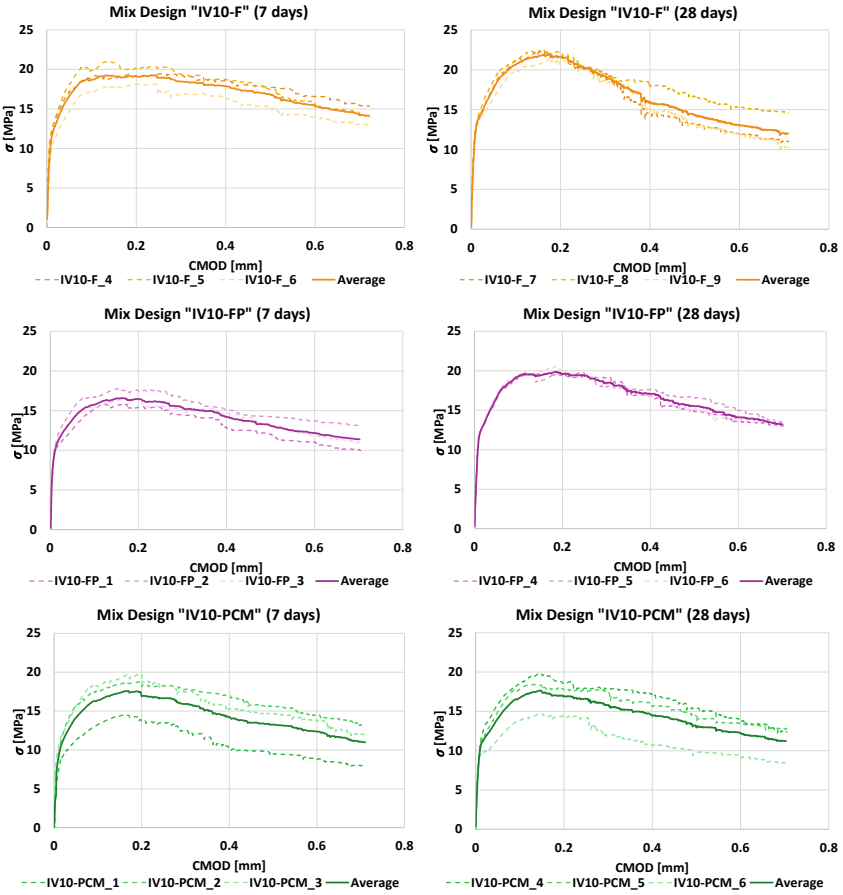


Figura 2. Curvas esfuerzo de flexión vs. abertura de fisura: con fibras (IV 10-F), fibras con puzolanas (IV10-FP) y fibras, puzolanas y PCMs (IV10-PCM) a 7 días y 28 días

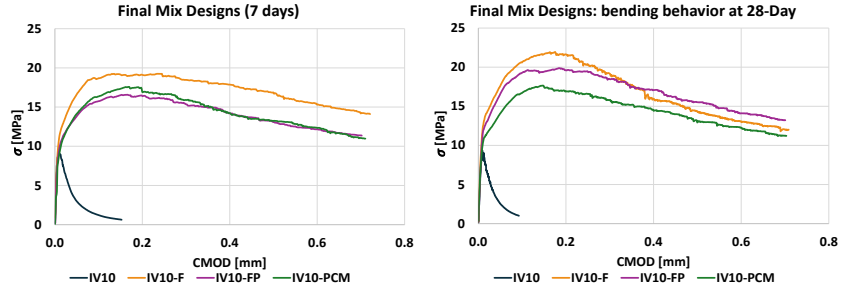
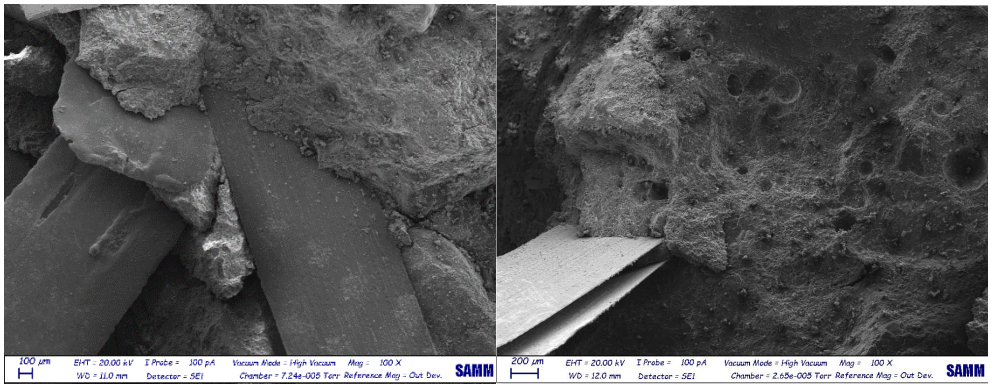


Figura 3. Curvas promedio de esfuerzo de flexión vs. abertura de fisura a 7 (a) y 28 días (b) para las mezclas con y sin fibras

Tabla 3. Huella de carbono por unidad de volumen del material

Material	*Cantidad [kg/m^3]*	*F.E. [kgCO_2e/kg]*	*C.F. ref mix [kgCO_2e/m^3]*	*C.F. CEM IV mix [kgCO2e/m^3]*
CEM I	972	0.88	855.36	855.36
CEM IV	882	0.56	-	493.92
Puzolana	90	0.05	-	4.50
Agua	192	0	0	0
Arena	1172	0.005	5.86	5.86
Superfluidificante	41	1.80	73.80	73.80
Fibras	86	3.15	270.90	270.90
Huella de carbono			1205.92	848.98 (-30%)

La Figura 4 presenta dos imágenes SEM con un aumento de 100× obtenidas para las muestras: CEM IV + fibras + puzolanas (Figura 4a) y CEM IV + fibras + puzolanas + PCM (Figura 4b). En la Figura 4b se observa claramente la presencia de numerosos poros en la matriz cementicia. Esta observación sugiere que la introducción de los materiales de cambio de fase (PCMs) aumentan la porosidad de la mezcla.



(a) Mix IV10-FP: imagen SEM (b) Mix IV10-PCM: imagen SEM

Figura 4. Imágenes SEM (zoom 100x) sin presencia (a) y con presencia de PCMs (b)

AGRADECIMIENTOS

Esta investigación se realizó en el marco del proyecto SINCERE, The second life of modern period architecture: Resilient and adaptive renovation towards net-zero carbon heritage buildings, funded by the European Commission under the Horizon Europe Programme (GA 101123293).

REFERENCIAS

[1] Sahmaran, M., Yıldırım, G., Hasıloğlu Aras,G., Bahadır Keskin, S., Kasap Keskin, O. and Lachemi, M., "Self-healing of cementitious composites to reduce high co2 emissions", ACI Mat J, 114(1) (2017) 93-104.

[2] Meyer, C., "The greening of the concrete industry", Cem. Concr. Comp,. 31(8) (2009) 601–605.

[3] Lo Monte, F. and Ferrara, L., "Tensile Behaviour Identification in Ultra-High Performance Fibre Reinforced Cementitious Composites: Indirect Tension Tests and Back Analysis of Flexural Test Results", Mats. & Structs., 53:145 (2020) 1-12, https:/doi.org/10.1617/s11527-020-01576-8.

[4] Cuenca, E., Criado, M., Gimenez, M., Alonso, M.C. and Ferrara, L., "Durability of ultra-high performance fiber reinforced cementitious composites exposed to chemically aggressive environments: up-grading to ultra-high durability concrete through nano-constituents", ASCE J Mat Civ Eng, 34(8) (2022) https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0004375.

[5] Soave, F. and Ferrara, L., "A durability- based design approach for structural applications with advanced cement-based materials, Case Studies in Construction Materials, 22 (2025), e04294 https://doi.org/10.1016/j.cscm.2025.e04294.

[6] Caruso, M.C., Pascale, C., Camacho, E. and Ferrara, L.: "Comparative Environmental and Social Life Cycle Assessments of off-shore aquaculture rafts made in Ultra-High Performance Concrete (UHPC)", International Journal of Life Cycle Assessment, vol. 27 (2), February 2022, pp. 281-300, https://doi.org/10.1007/s11367-021-02017-6.

[7] di Summa, D., Parpanesi, M., Ferrara, L. and de Belie, N.: "A holistic life cycle design approach to enhance the sustainability of concrete structures", Structural Concrete, October 2023, http://doi.org/10.1002/suco.202300645.

[8] di Summa, D., Camacho, E., Ferrara, L. and de Belie, N.: "Thoroughgoing sustainability indices to support the development of a forward-looking market for innovative construction materials", Materials and Structures, 58 (12), 2025, https://doi.org/10.1617/s11527-024-02503-x.

[9] Lo Monte, F. and Ferrara, L.: "Self-Healing Characterization of UHPFRCC with Crystalline Admixture: Experimental Assessment via Multi-Test/Multi-Parameter Approach", Construction and Building Materials, vol. 33, May 2021, paper 122579, pp. 1-12, https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122579.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Análisis de las propiedades en estado fresco y endurecido de mortero geopolimérico con adición de residuos industriales

Adriano Michael Bernardin[1,2], Francisco Rubio-Hernández[3], María Eugenia Parrón-Rubio[4], Antonia María Lima-Rodríguez[4], María Dolores Rubio Cintas[1]

[1] Departamento de Ingeniería Industrial e Ingeniería Civil, Universidad de Cádiz, España.
[2] Grupo de Materiais Cerâmicos, Universidade do Extremo Sul Catarinense, Brasil.
[3] Departamento de Física Aplicada II, Universidad de Málaga, España
[4] Departamento de Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación, Universidad de Málaga, España.

RESUMEN

Los geopolímeros son aglutinantes inorgánicos obtenidos a temperatura ambiente o a bajas temperaturas por activación alcalina (con iones de Na^+, K^+ o Ca^{2+}) de materiales puzolánicos naturales o aluminosilicatos amorfos, como residuos cerámicos y metacaolín. La estructura de un geopolímero está compuesta por tetraedros de sílice unidos desordenadamente, con parte de los cationes Si^{4+} reemplazados por Al^{3+}, y el desequilibrio de carga que surge de estas sustituciones de cationes se compensa con metales alcalinos o alcalinotérreos contenidos en activadores alcalinos, principalmente K^+, Na^+ y Ca^{2+}. En comparación con el cemento Portland, los geopolímeros presentan una mayor resistencia a la compresión inicial, mayor resistencia térmica y mayor permeabilidad al agua, así como resistencia a los ácidos y a la migración de elementos tóxicos. Este proyecto presenta la síntesis de un geopolímero modelo, formado por un metacaolín de elevada pureza, activado por una mezcla de hidróxido de sodio y metasilicato de sodio líquido. A partir del geopolímero modelo, fueran producidas pastas geopoliméricas sustituyendo parte del metacaolín por harina de sílice. La síntesis y el curado (28 días) se realizaron a temperatura ambiente. Las pastas obtenidas se caracterizarán según su comportamiento reológico en estado fresco con el uso de un reómetro de esfuerzo controlado Gemini 150 (Malvern, Inglaterra) y mecánico en estado endurecido (resistencia a flexión y compresión). A partir de la pasta de mejor rendimiento se obtuvieron morteros utilizando escorias de acero como agregado.

PALABRAS- CLAVE: Geopolímeros, metacaolín, activación alcalina, escorias de acero.

1.- INTRODUCCIÓN

A lo largo de los años, la cal y el cemento han sido los agentes aglutinantes más ampliamente adoptados en la industria de la construcción. De hecho, se utilizan ampliamente para la preparación de mezclas de hormigón, así como para la estabilización de diversos tipos de suelos. Facilitan la unión de las partículas de agregados a través de reacciones de hidratación y puzolánicas, aumentando así la resistencia, reduciendo la

contracción y mejorando las características de permeabilidad. Sin embargo, los procesos asociados a la producción de estos materiales consumen mucha energía y dan lugar a la emisión de grandes cantidades de gases de efecto invernadero, principalmente dióxido de carbono [1]. En la producción de una tonelada de cemento se liberan aproximadamente 0,9 tonelada de CO_2 [2]. Además, la extracción de materias primas, como rocas de cantera, utilizadas en la producción de estos aglutinantes no es atractiva ni sostenible desde el punto de vista ambiental. Por lo tanto, se deberían utilizar aglutinantes alternativos basados en materiales más sostenibles en lugar de los aglutinantes cementicios convencionales, como los geopolímeros. Los geopolímeros son aglutinantes inorgánicos producidos a temperatura ambiente o a bajas temperaturas mediante la activación alcalina de materiales puzolánicos naturales y aluminosilicatos amorfos, como cenizas de carbón y metacaolín [3-6]. La estructura de un geopolímero está compuesta por tetraedros de sílice unidos desordenadamente, con parte de los cationes Si^{4+} reemplazados por Al^{3+}, y el desequilibrio de carga que surge de estas sustituciones de cationes se compensa con metales alcalinos o alcalinotérreos contenidos en activadores alcalinos, principalmente K^+, Na^+ y Ca^{2+} [7-10]. En comparación con el cemento Portland, los geopolímeros exhiben mejores propiedades mecánicas, como una resistencia a la compresión temprana superior, resistencia térmica y permeabilidad al agua, así como buenas características químicas como resistencia a los ácidos y pueden inmovilizar elementos tóxicos [11-14].

Además, como las materias primas para los geopolímeros son a menudo subproductos de otros procesos industriales (por ejemplo, cenizas volantes, escorias de acero), su uso promueve prácticas más sostenibles en la industria de la construcción tanto en términos de costos (reducción de hasta un 30%) y de emisiones de gases de efecto invernadero (reducciones de hasta el 80%) [2, 5, 15, 16]. Estudios anteriores informan que los geopolímeros basados en metacaolín, cenizas volantes y otros materiales contribuyeron a aumentar la resistencia a la compresión, mejorar las propiedades hidráulicas y térmicas, la resistencia a los ácidos y la resistencia a la corrosión por sulfatos del hormigón, así como de las mezclas de suelo. Se han reportado resistencias a la compresión de más de 65 MPa mediante la activación alcalina de cenizas volantes de clase F usando soluciones de hidróxido de sodio (12 M) y silicato de sodio mediante curado a 85 °C durante 24 horas [17-20]. La disolución del material fuente de aluminosilicato por hidrólisis causada por el activador alcalino produce especies de aluminato y silicato, y generalmente se explica como el mecanismo responsable de la transformación de partículas de aluminosilicato durante la geopolimerización [3, 4, 21, 22]. Después de la disolución, las especies se incorporan a la fase acuosa que reacciona con los silicatos en la solución activadora. Los aluminosilicatos amorfos se disuelven rápidamente a un pH más alto, lo que da como resultado una solución de aluminosilicato altamente saturada. Esto da lugar a la formación de una estructura similar a un gel y, debido a la condensación, se forman grandes redes de oligómeros en la fase acuosa. Este proceso produce la liberación de agua que ayuda a formar un gel hidratado [22].

Esta estructura de gel se denomina bifásica, y el ligando de aluminosilicato y el agua son las dos fases. El tiempo de conversión entre solución acuosa sobresaturada de aluminosilicato y gel depende de la composición del material de origen, la concentración de la solución activadora y las condiciones de síntesis [3-4]. Después del proceso de

gelificación, el sistema continúa reorganizándose a medida que aumentan los enlaces de la red de gel, lo que da como resultado la red de aluminosilicato tridimensional comúnmente conocida como geopolímero. La fase de nucleación del material de aluminosilicato y la formación de especies poliméricas dependen principalmente de parámetros termodinámicos y cinéticos (por ejemplo, condiciones de síntesis como temperatura y mezcla) y explican los dos primeros pasos propuestos por Glukhovsky [3-4]. El crecimiento es la fase durante la cual los núcleos alcanzan un tamaño crítico y los cristales comienzan a madurar. Estos procesos de desarrollo y reorganización de los enlaces de aluminosilicato determinan las características de la microestructura, el tamaño de poro y la distribución del material, que son cruciales para determinar muchas propiedades físicas y químicas de los materiales geopoliméricos [21-22].

En comparación con el cemento Portland, el endurecimiento (curado) de los geopolímeros se logra mediante la polimerización de especies de aluminato y silicato. Los geopolímeros se curan a temperatura ambiente o a bajas temperaturas, pero tardan más en alcanzar el fraguado final que el cemento Portland [1, 5, 12, 23, 24]. El curado inicial de los geopolímeros a base de cenizas volantes ocurre en menos de un día a temperatura ambiente, mientras que los geopolímeros a base de metacaolín tienen un curado final en aproximadamente un día a temperatura ambiente [17, 18, 25, 26]. Se han realizado varios intentos para reducir el tiempo de curado de los geopolímeros, por ejemplo, aumentando la temperatura de curado [5, 14, 16], utilizando materias primas con mayor contenido de CaO [27-29] o añadiendo varios compuestos. como Ca^{2+} y Mg^{2+} [31-34]. Entre todos los métodos descritos, el más sencillo es aumentar la temperatura de curado. Sin embargo, la alta temperatura de curado y el curado rápido resultante pueden provocar una disminución de la densidad aparente y la resistencia a la compresión del geopolímero, y este enfoque no es aplicable en entornos donde no se puede controlar la temperatura. Alternativamente, es posible producir geopolímeros a partir de materias primas con un alto contenido de CaO. Los estudios han informado que este enfoque puede reducir el tiempo de fraguado porque el gel C-(A)-S-H se genera junto con el geopolímero [1, 16, 35, 36]. Aunque este enfoque es rápido, es necesario encontrar formas de mejorar la trabajabilidad del compuesto. Además, es difícil controlar el tiempo de curado. Por lo tanto, el uso de aditivos es un enfoque más práctico para controlar el tiempo de curado. La adición de compuestos de Ca^{2+} a los geopolímeros puede promover un curado rápido y mejorar su resistencia a la compresión. Sin embargo, el mecanismo de reacción y los productos de reacción finales asociados con este enfoque no se han identificado completamente y son objeto de estudio. Así, la fabricación de cementos geopoliméricos depende de los tipos de materias primas, proporciones de mezcla, activadores alcalinos y condiciones de curado [36, 37].

De este modo, el objetivo de este proyecto fue la síntesis de un geopolímero modelo, formado por un metacaolín de elevada pureza, activado por una mezcla de hidróxido de sodio y metasilicato de sodio líquido. A partir del geopolímero modelo, fueran producidas pastas geopoliméricas sustituyendo parte del metacaolín por harina de sílice y residuos industriales. Las muestras fueran analizadas en su estado fresco por reometría y en estado endurecido por su resistencia a la compresión.

2.- MATERIALES Y MÉTODOS

Se utilizó un metacaolín comercial (Minerals i Derivats, Tarragona) y su análisis químico (datos de la empresa) se presenta en la Tab.1. Como activadores alcalinos fueran utilizados un hidróxido de sodio y un silicato de sodio, también comerciales (PanReac AppliChem), y el análisis químico se presenta en la Tab.1.

Tabla 1. Análisis químico del metacaolín, del hidróxido de sodio y del silicato de sodio (1:1)

% másico	*SiO_2*	*Al_2O_3*	*Fe_2O_3*	*TiO_2*	*K_2O*	*Na_2O*	*CaO*	*MgO*	*H_2O*
Metacaolín	54	43	1	1	<0,2	<0,1	<0,5	<0,2	-
Hidróxido de sodio	-	-	-	-	-	77,5	-	-	22,5
Silicato sodio 1:1	18,0	-	-	-	-	17,8	-	-	64,2
Silicato sodio 3,3:1	27	-	-	-	-	8	-	-	65

El metacaolín es de elevada pureza, con 97% de aluminosilicato (SiO_2 + Al_2O_3). Su tamaño de partícula (d_{50}) es de apenas 0,8 μm, lo que aporta gran reactividad, pero gran demanda de agua. El hidróxido y el silicato son de alta pureza, sin contaminaciones. Como toda agua está presente en el silicato (64%), este fue utilizado como la única fuente de agua para los geopolímeros, sin adiciones. Otra característica del silicato es su modulo, es decir, la proporción de SiO_2/Na_2O, de 1:1, con una gran cantidad de iones de Na^+, los responsables por el ataque alcalino de las partículas de metacaolín. Con el análisis químico de los precursores del geopolímero fueran elegidos un residuo, escoria de acero de alto horno, y harina de sílice para componer un sistema geopolimérico, Tab.2. El geopolímero standard (Muestra 1) fue compuesto por metacaolín (38%), silicato de sodio con módulo 1:1 (56%) e hidróxido de sodio (6%). Dos otras composiciones fueran preparadas con 50% de sustitución del metacaolín o por harina de sílice (19%) en la Muestra 3, o por escoria de acero (19%), Muestra 4. Por último, se preparó otro geopolímero standard (Muestra 2) con silicato de módulo 3,3:1 y mesma composición de la Muestra 1, Tab.2.

Tabla 2. Composiciones geopoliméricas con adición de harina de sílice y escoria de acero

Muestra	*Hidróxido*	*Silicato*	*Metacaolín*	*Harina*	*Escoria*
1	6	56*	38	-	-
2	6	56**	38	-	-
3	6	56**	19	19	-
4	6	56**	19	-	19

*(1:1); 51% SiO_2 + 49% Na_2O; agua en el silicato (65%)
**(3,3:1); 77% SiO_2 + 23% Na_2O; agua en el silicato (65%)

Para la preparación de las pastas geopoliméricas, inicialmente a los silicatos (1:1 y 3,3:1) se añadió el hidróxido de sodio (6%) y se mezcló hasta la completa disolución de las pastillas de hidróxido. A esta mezcla fuertemente alcalina y líquida se adicionó el metacaolín y la pasta fue mezclada intensamente por al menos 5 min. En seguida, las pastas fueran vertidas

en moldes de acero con dimensiones 4 cm × 4 cm × 16 cm para el fraguado, Fig.1. El mismo procedimiento fue utilizado para las pastas con adición de harina de sílice y de escoria de acero, Fig.1. Para las muestras 1, 2 y 3 se realizó la prueba de reología de las pastas. Las pastas obtenidas fueran caracterizadas según su comportamiento reológico en estado fresco con el uso de un reómetro de esfuerzo controlado Gemini 150 (Malvern, Inglaterra).

Debido a que ambos los sistemas geopoliméricos no tuvieran buenos resultados, en una tercera etapa se ha decidido variarse las proporciones de los tres componentes principales, hidróxido de sodio, silicato de sodio y metacaolín. Se mantuvo el silicato de sodio 3,3:1, pues es el silicato disponible comercialmente como aditivo para la industria cerámica, más adecuado para componentes de gran volumen. Las nuevas composiciones se presentan en la Tab.3.

Tabla 3. Composiciones geopoliméricas con adición de harina de sílice y escoria de acero

Muestra	***Hidróxido***	***Silicato***	***Metacaolín***	***Agua***
1@	4	51**	45	0
2@	6	52**	42	0
3@	12	0	37	51
4@	3	14,5*	36	46,5
5@	2	16,5*	50	31,5

*(1:1); 51% SiO_2 + 49% Na_2O; silicato solido
**(3,3:1); 77% SiO_2 + 23% Na_2O; agua en el silicato (65%)

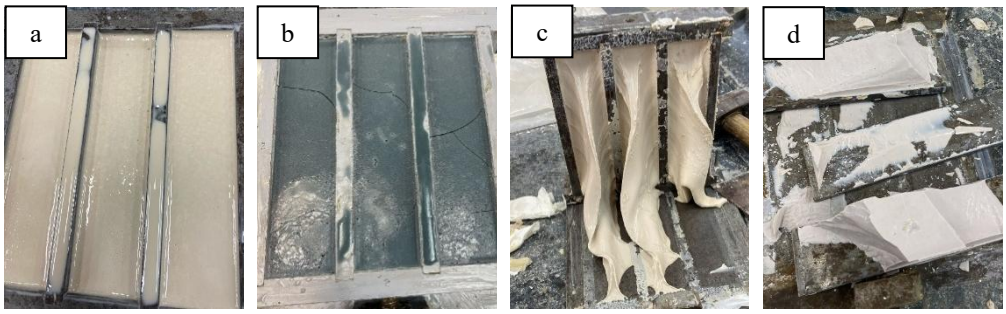
En las muestras 1@ y 2@ se utilizó el silicato comercial 3,3:1 variándose las proporciones originales de hidróxido de sodio de 6% (Muestra 2, Tab.2) para 4% em la muestra 1@. El silicato fue reducido de 56% para 51 y 52% en las Muestras 1@ y 2@, respectivamente. Y el metacaolín se incrementó de 38% (Muestra 2) para 45 y 42% en las Muestras 1@ y 2@. En la Muestra 3@ no se utilizó el silicato de sodio, pero hidróxido de sodio como único activador alcalino a 12%, con adición de agua (51%). Para las Muestras 4@ y 5@ se utilizó un silicato de sodio de módulo 1:1 solido, variándolo entre 14,5 y 16,5%, con adición de agua de 46,5 y 31,5% para las Muestras 4@ y 5@, respectivamente. Em estas muestras el silicato sólido se disolvió en agua cálida (60 °C), con adición del hidróxido de sodio correspondiente. En la solución alcalina líquida se añadía el máximo de metacaolín posible, hasta obtener las pastas con consistencia adecuada para el moldeo. Para la muestra que fraguó sin grietas, Muestra 1, fue determinada su resistencia a flexión y a compresión a los 28 días de cura.

3.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

La muestra con silicato 3,3:1 se quedó muy líquida (Fig.1(a) y 1(c)) y no fraguó mismo después de una semana. La muestra con adición de escoria de acero presentó grietas con el fraguado (Fig.1(b)), no estando apta para los testes de resistencia a flexión y compresión. Lo mismo resultado ha sido obtenido para la muestra con adición de harina de sílice

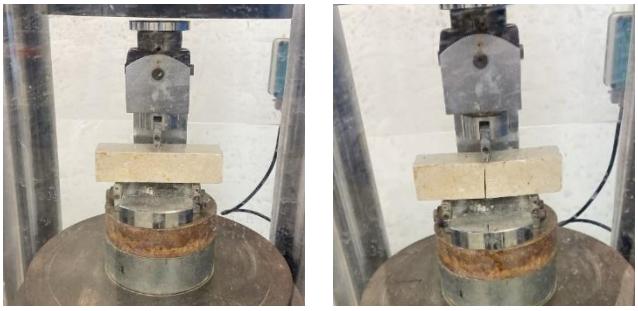
(Fig.1(d)). De esta forma, ninguna muestra con las proporciones de hidróxido/silicato/metacaolín de 6/56/38, hidróxido/silicato/metacaolín/harina de 6/56/19/19 e hidróxido/silicato/metacaolín/escoria de 6/56/19/19 fraguaran adecuadamente. Una posibilidad para que las muestras no se hubieran fraguado es la característica del metacaolín utilizado. Su tamaño de partícula es muy pequeño, solamente 0,8 μm, con una alta demanda de agua de 115%. La mezcla solamente con metacaolín no fraguó, quedándose totalmente líquida, y las muestras con adición de harina de sílice y/o escoria de acero se quedaron totalmente agrietadas.

Figura 1. Pastas de geopolímeros con silicato (3,3:1): (a) solo metacaolín; (b) adición de escoria de acero; (c) metacaolín (desmolde); (d) harina de sílice



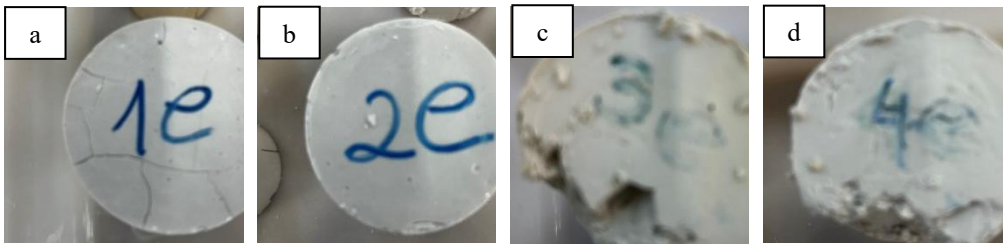
Entretanto la primera muestra preparada utilizando el silicato de sodio de módulo 1:1, Muestra 1, bajo las mismas condiciones que las demás muestras, fraguó adecuadamente en solo tres días y su curado se realizó durante 28 días bajo el agua antes de la prueba de resistencia a la flexión/compresión. La prueba de resistencia a la flexión es presentada en la Fig.2. El valor promedio de resistencia a la flexión para el geopolímero con módulo 1:1 fue 4 MPa, muy bajo para un geopolímero con solamente metacaolín como precursor de aluminosilicato. La máxima resistencia a compresión ha sido 6 MPa. Los geopolímeros de metacaolines presentan una resistencia a compresión mínima de 30 MPa. La diferencia entre las Muestras 1 e 2 es el silicato de sodio utilizado. Para las Muestras 2, 3 y 4 se utilizó el silicato de sodio con módulo 3,3:1, es decir, con 8% de Na_2O y 27% de sílice (SiO_2). En la Muestra 1 hay 17,8% de Na_2O y 18% de SiO_2. De esta forma el ataque alcalino ha sido muy fuerte en la Muestra 1, probablemente afectando negativamente la geopolimerización del metacaolín.

Figura 2. Prueba de resistencia a la flexión para la muestra preparada utilizando el silicato de sodio de módulo 1:1, Muestra 1



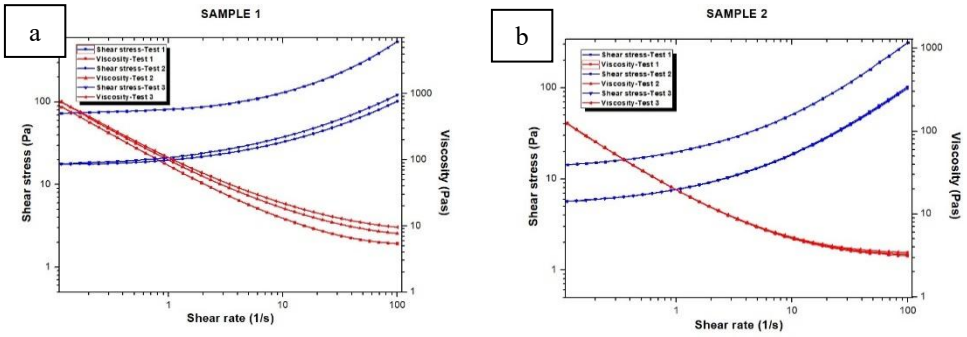
Como resultado final de la tercera etapa, solamente las Muestras 1@ y 2@ fraguaran y fueran desmoldeadas después de tres días, Fig.3.

Figura 3. Muestras de geopolímeros: (a) y (b) con silicato (3,3:1); (c) sin silicato; (d) con silicato (1:1) solido



La Muestra 1@ presenta grietas, no siendo apta para la prueba de resistencia a compresión. Las Muestras 3@ y 4@ no fraguaran, no presentando resistencia mecánica. La Muestra 2@ es la única muestra con buenas características y resistencia inicial. Hay que hacer la prueba de resistencia a la compresión de esta muestra a los 28 días. Finalmente, el comportamiento reológico de las pastas de las Muestras 1 y 2 es presentado en la Fig.4. En los tres casos el comportamiento es viscoplástico con límites de fluencia aproximadamente de 20 Pa para la Muestra 1 y 6 Pa para la Muestra 2. Es decir, la Muestra 2 va a empezar a fluir con menor esfuerzo. Por otra parte, la pendiente de la curva de esfuerzo de la Muestra 1 en el límite de bajas velocidades es menor que la pendiente de la Muestra 2, por lo que esta última debe segregar menos que la primera. En definitiva, la Muestra 2 parece más óptima desde el punto de vista de comportamiento en estado fresco. Para la Muestra 3 (no se presenta) no se puede determinar con precisión su comportamiento reológico.

Figura 4. Curvas de esfuerzo versus velocidad para: (a) Muestra 1; (b) Muestra 2



4. CONCLUSIONES

- Han sido producidos geopolímeros de metacaolín con la adición de silicato e hidróxido de sodio en variadas composiciones. Harina de sílice y escoria de acero fueran añadidas para formar un sistema geopolimérico con adición de residuos industriales.
- La composición formada por 6% hidróxido de sodio, 56% silicato de módulo 1:1 y 38% de metacaolín fraguó en una semana, pero su resistencia a flexión (4 MPa) y a compresión (6 MPa) es muy baja, probablemente debido a la finura (0,8 µm) del metacaolín y al módulo del silicato (1:1), con gran cantidad de iones Na+, lo que fragiliza la estructura. Esta composición (Muestra 1) presenta un comportamiento viscoplástico con límite de fluencia de 20 Pa.
- En la tercera etapa, la composición formada por 6% hidróxido de sodio, 52% silicato de módulo 3,3:1 y 42% fraguó en apenas 1día. Su resistencia está siendo determinada.

REFERÊNCIAS

[1] Imtiaz, L. et al., Appl Sci **10** (21) (2020) 7838.

[2] Thomas, B. S. et al., J Build Eng **40** (2021) 102332.

[3] Chen, L. et al., Materials (Basel) **9** (9) (2016) 767.

[4] Farhan, K. Z. et al., Constr Build Mater **264** (2020) 120276.

[5] Cao, R. et al., Compos B: Eng **186** (2020) 107840.

[6] Kamseu, E. et al., J Clean Prod **278** (2021) 123587.

[7] Ren, B. et al., Chemosphere **267** (2021) 128900.

[8] Zhang, P. et al., J Clean Prod **258** (2020) 120896.

[9] Nawaz, M. et al., Constr Build Mater **260** (2020) 120472.

[10] Hertel, T., Pontikes, Y., J Clean Prod **258** (2020) 120610.

[11] El Alouani, M. et al., J Env Chem Eng **9** (2) (2021) 105095.

[12] Lyu, B.-C. et al., Constr Build Mater **287** (2021) 123030.
[13] El-eswed, B. I., J Env Chem Eng **8** (5) (2020) 104194.
[14] Azarsa, P., Gupta, R., Buildings **10** (6) (2020) 101.
[15] Manikandan, P., Vasugi, V., Silicon **13** (2021) 3649–3663.
[16] Chithiraputhiran, S., Neithalath, N., Constr Build Mat **45** (2013) 233-242.
[17] Amran, M. et al., Constr Build Mater **270** (2021) 121857.
[18] Ojha, A., Aggarwal, P., Silicon **14** (2022) 2453–2472.
[19] Li, Z. et al., Res Cons Recyc **168** (2021) 105334.
[20] Zhang, P. et al., J Clean Prod **270** (2020) 122389.
[21] Albidah, A. S., Ceram Internat **47** (11) (2021) 14923-14943.
[22] Xu, L.-Y. et al., Constr Build Mater **276** (2021) 122196.
[23] Kim, B., Lee, S., J. Korean Ceram. Soc. **57** (2020) 368–377.
[24] Coppola, B. et al., Materials **13** (10) (2020) 2284.
[25] Abdullah, H. H. et al., Geosciences **10** (7) (2020) 249.
[26] Solouki, A. et al., Materials **13** (14) (2020) 3146.
[27] Xiaolong, Z. et al., J Clean Prod **284** (2021) 124756.
[28] Muraleedharan, M., Nadir Y, Ceram Internat **47** (10) (2021) 13257-13279.
[29] Luhar, S. et al., Buildings **11** (3) (2021) 82.
[30] Camargo, M. M. et al., Materials **13** (20) (2020) 4603.
[31] Tan, T. H. et al., Env Tech Innov **18** (2020) 100684.
[32] Lingyu, T. et al., Rev Adv Mater Sci **60** (1) (2021) 1-14.
[33] Zhang, Y. J. et al., J Clean Prod **263** (2020) 121556.
[34] Adesanya, E. et al., J Clean Prod **286** (2021) 125558.
[35] Jiang, C. et al., J Build Eng **32** (2020) 101734.
[36] Rashad, A. M., Constr Build Mater **246** (2020) 118534.
[37] Reeb, C. et al., Ceram Internat **47** (6) (2021) 7369-7385.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Incorporação do resíduo dregs e agregados reciclados em argamassas: avaliação do impacto ambiental

Juliane Falcão[(1)], Rodrigo Melo[(1)], Denise Dal Molin[(1)] e Angela Masuero[(1)]

[(1)] Núcleo Orientado para a Inovação da Edificação, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil.

RESUMO

O presente estudo tem como objetivo analisar o potencial de utilização do resíduo dregs em matrizes cimentícias compostas por agregados reciclados. O dregs, um dos resíduos de maior geração da indústria de celulose, combinado com o uso de agregados reciclados provenientes de resíduos da construção e demolição (RCD), pode representar uma opção promissora para a diminuição das emissões de CO_2 associadas à produção e consumo de materiais cimentícios. Nesse contexto, este trabalho desenvolve argamassas com a substituição parcial do cimento Portland pelo resíduo dregs na proporção de 10%, além da substituição do agregado miúdo natural por diferentes tipos de agregados reciclados, incluindo concreto, argamassa e cerâmica. A avaliação do impacto ambiental dessas misturas foi realizada por meio da análise da emissão de CO_2, índice de carbono e do índice de ligante, que relacionam a resistência à compressão das argamassas com as quantidades e tipos de materiais utilizados. Os resultados indicam melhora no desempenho ambiental das argamassas com a adição de dregs, especialmente quando associada a agregados reciclados com melhores propriedades mecânicas, evidenciando a possível viabilidade do uso desse resíduo como alternativa sustentável na produção de matrizes cimentícias.

PALAVRAS-CHAVE: resíduo dregs; argamassa; agregados reciclados; pegada de carbono.

1. INTRODUÇÃO

Uma das alternativas amplamente adotadas para a redução da emissão de carbono na indústria cimenteira é a utilização de materiais suplementares em substituição parcial ao clínquer [1-3]. Essa abordagem permite a incorporação de materiais menos convencionais, como resíduos industriais, que possuam características químicas e físicas adequadas para utilização em materiais cimentícios. Nesse contexto, destaca-se o resíduo dregs, gerado pela indústria de celulose, a partir da clarificação do licor verde no processo Kraft.

O resíduo dregs é um dos resíduos sólidos com maior geração na indústria de celulose, cerca de 11,34 a 54,32 kg/ton no Brasil [4]. Esse volume representa um impacto significativo, especialmente quando comparado à escala da produção mundial de celulose.

Somente no Brasil, em 2023, foram produzidas aproximadamente 24,3 milhões de toneladas de celulose [5]. O elevado volume gerado, somado às características químicas e físicas favoráveis, tornam o dregs uma opção promissora para uso como adição em matrizes cimentícias, conforme já demonstrado em alguns estudos anteriores.

Além das emissões de gases poluentes geradas pela indústria cimenteira outra questão ambiental está relacionada ao esgotamento dos recursos naturais. Em 2024, por exemplo, o Brasil atingiu seu limite de recursos naturais em agosto, esse é um reflexo de um padrão de produção e consumo insustentável, que também se observa em escala global [6]. Somado a isso, em 2023, estima-se que foram geradas cerca de 44 milhões de toneladas de resíduos de construção e demolição no Brasil, o que evidencia o volume expressivo de resíduos gerados pelo setor da construção civil e, ao mesmo tempo, o seu potencial de reaproveitamento [7].

Frente a isso, o presente artigo desenvolve um programa experimental voltado a análise do desempenho ambiental de argamassas com substituição parcial (10%) do cimento pelo resíduo dregs, associada à substituição total do agregado miúdo natural por agregados provenientes de resíduos de construção e demolição (argamassa, cerâmica e concreto). A análise foi conduzida com base na emissão de CO_2 das argamassas e nos índices de ligante e de carbono, ambos calculados a partir dos resultados de resistência à compressão das argamassas.

2. METODOLOGIA

2.1. Materiais

Para a confecção das argamassas, foi utilizado o cimento CP V-ARI (massa específica de 3,06 g/cm³), resíduo dregs (massa específica de 2,45 g/cm³), areia proveniente de extração natural e, agregados reciclados de argamassa, concreto e cerâmica. O CP V-ARI foi escolhido devido à ausência de adições quimicamente ativas, o que permite uma melhor avaliação do impacto da incorporação do dregs nas matrizes cimentícias.

O resíduo dregs utilizado na pesquisa é proveniente de uma indústria do sul do Brasil. O resíduo possui homogeneidade química ao longo do tempo [4]. A composição química dos materiais finos, realizada por Fluorescência de Raios-X, é apresentada pelo Quadro 1.

Quadro 1. Composição química dos materiais finos

%	*SiO_2*	*Al_2O_3*	*TiO_2*	*Fe_2O_3*	*MnO*	*MgO*	*CaO*	*Na_2O*	*K_2O*	*P_2O_5*
CP V-ARI	18,48	4,43	0,24	3,16	0,04	3,79	62,32	-	0,86	0,12
Dregs	-	0,14	0,17	1,75	0,24	4,05	47,13	5,41	0,11	0,37

Foram utilizados quatro tipos de agregados para a composição das argamassas. A areia de referência é de origem natural, proveniente de extração do Rio Guaíba/ Brasil. Os demais agregados são oriundos de resíduos de construção e demolição (RCD), sendo utilizados separados conforme sua natureza: cerâmica, concreto e argamassa. Os agregados utilizados foram separados nas diferentes frações granulométricas, 2,36 mm (10%), 1,18 mm (25%), 0,6 mm (25%), 0,3 mm (25%) e 0,15 mm (15%). Este processo de separação

granulométrica garante a conformidade com os padrões estabelecidos e a adequação das características físicas do agregado ao ensaio.

O Quadro 2 apresenta a massa específica e a absorção de água dos agregados, os ensaios foram realizados conforme a NBR 16916 [9].

Quadro 2. Massa específica e absorção de água dos agregados

Agregado	*Massa específica (g/cm³)*	*Absorção de água (%)*
Natural	2,65	-
Cerâmica	2,34	26,5
Concreto	2,49	18,7
Argamassa	2,24	18,7

O consumo de cada material por m³ utilizados para cada traço de argamassa é apresentado pelo Quadro 3.

Quadro 3. Consumo dos materiais por m³

Agregado	*Adição (%)*	*Consumo (kg/m³)*				
		CP V- ARI	*Agregado*	*Dregs*	*Água*	*Aditivo*
Natural	0	607,59	1367,07	0,00	285,57	0,00
	10	547,35	1368,37	54,10	282,68	82,10
Cerâmica	0	587,91	1322,80	0,00	276,32	0,00
	10	529,61	1324,01	52,35	273,52	58,26
Concreto	0	607,59	1208,03	0,00	285,57	0,00
	10	547,35	1209,17	54,10	282,68	27,37
Argamassa	0	607,59	1157,14	0,00	285,57	0,00
	10	547,35	1158,23	54,10	282,68	38,31

2.2 Método

Para a avaliação do desempenho ambiental das argamassas, inicialmente foi realizado o ensaio de resistência mecânica à compressão aos 28 dias de idade. Para isso, foram moldados corpos de prova cilíndricos com dimensões de 5 x 10 cm, conforme os procedimentos estabelecidos pela NBR 7215 [10]. A dosagem e o método de preparo seguiram as diretrizes da NBR 15577-4 [11], norma originalmente voltada para estudos de reação álcali-agregado, mas nesse artigo adotada em função de um estudo paralelo com esse enfoque, garantindo consistência metodológica entre as análises. Os agregados reciclados passaram por uma pré-molhagem considerando 80% da absorção de água obtida para cada material.

Nas formulações que continham o resíduo dregs, foi necessário o uso de um aditivo redutor de água tipo II, devido à representativa redução da trabalhabilidade causada pela presença desse material. A utilização do aditivo permitiu a fixação da consistência entre todas as misturas de 30 ± 2 mm. A análise das emissões de carbono, índice de ligante (IL) e carbono (IC) foram calculadas seguindo a metodologia exposta no trabalho de Oliveira [12]. Os IL e IC foram determinados com base na resistência média à compressão das misturas, nas

emissões de CO_2 associadas à produção das matérias-primas e no consumo de cimento necessário para a produção de 1 m³ de material.

O índice de ligante (Equação 1), expresso em kg.C/m³/Mpa representa a quantidade de cimento (incluindo clínquer, sulfato de cálcio e fíler calcário) necessária para se obter 1 Mpa de resistência à compressão. Foram adotados os limites de composição do cimento Portland (CP V-ARI) conforme a NBR 16697 [13], que permite até 10% de adição de material carbonático. Além disso, considerou-se uma proporção de 2,75% de sulfato de cálcio, com base na composição química do cimento.

$$IL = \frac{Consumo\ de\ cimento\ (\frac{kg}{m^3})}{Resistência\ à\ compressão\ (MPa)} \quad (1)$$

O índice de carbono (Equação 2), expresso em kg.CO_2/MPa representa quantos quilos de carbono são emitidos para alcançar 1 MPa.

$$IC = \frac{Emissão\ de\ dióxido\ de\ carbono\ (\frac{kg.CO2}{m^3})}{Resistência\ à\ compressão\ (MPa)} \quad (2)$$

Para as análises de emissões de CO_2 foram utilizadas as Eqs. (3), (4), (5) e (6).

$$C_{clin} = C_{CP\,V} - (C_{CP\,V} * 2{,}75\%\ Sulfado\ de\ cálcio) - (C_{CP\,V} * 10\%\ Fíler) \quad (3)$$

$$E_{dregs} = C_{dregs} * E_{trat} \quad (4)$$

$$E_C = E_{clin} * C_{clin} + E_f * C_f + E_{dregs} \quad (5)$$

$$E_{arg} = E_C + E_{ad} * C_{ad} + E_{ag} * C_{agr} \quad (6)$$

Onde:

C_{clin} = consumo de clínquer para produzir 1m³/t;
$C_{CP\,V}$ = consumo de cimento Portland para produzir 1m³/t;
E_{dregs} = emissão geradas pelo resíduo (kg. CO_2/t);
E_{trat} = emissão devido ao tratamento mecânico de 2 horas em moinho de bolas (kg.CO_2/t);
E_C = emissões do cimento composto (kg.CO_2/t);
E_{clin} = emissão do clinquer (kg.CO_2/t);
E_f = emissão do fíler calcário usado na produção do cimento (kg.CO_2/t);
C_f = consumo de fíler calcário para produzir 1m³/t;
E_{dregs} = emissão do resíduo (kg.CO_2/t);
E_{arg} = emissão da argamassa (kg.CO_2/t);
E_{ad} = emissão do aditivo (kg.CO_2/t);
C_{ad} = consumo de aditivo para produzir 1m³/t;
E_{ag} = emissão do agregado (kg.CO_2/t);
C_{agr} = consumode agregado para produzir 1m³/t.

Para os cálculos das emissões de CO_2, IL e IC foram utilizados os parâmetros apresentados pelo Quadro 4.

Quadro 4. Parâmetros utilizados para os cálculos de desempenho ambiental

Dado	***Parâmetro (kg.CO₂/kg)***	***Referência***
E_{clin}	1,049	SIDAC (2025)
E_f	0,008	GNR Project (2019)
E_t	0,049	Czigler *et al.* (2020)
$E_{aditivo}$	1,065	Ma *et al.* (2016)
E_{AN}	0,01251	SIDAC (2025)
E_{AR}	0,001273	SIDAC (2025)

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados obtidos para a emissão de CO_2 dos diferentes tipos de argamassa estudados são apresentados pela Figura 1. As linhas tracejadas vermelhas referem-se ao limite máximo e mínimo da argamassa de referência (sem adição de resíduo e com agregado natural).

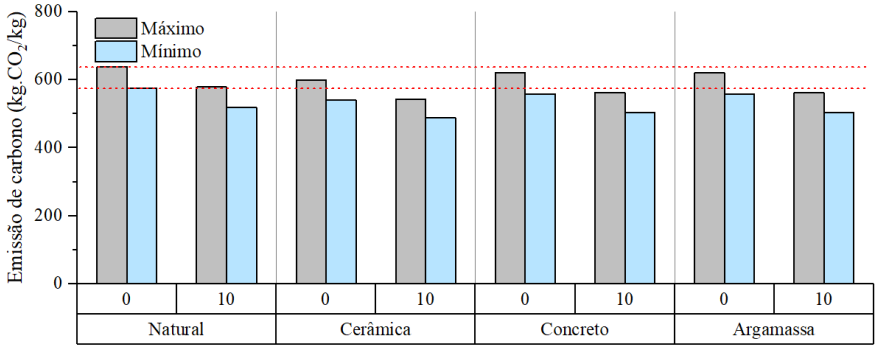


Figura 1. Emissão de carbono das argamassas estudadas.

A análise das emissões de carbono associadas aos diferentes materiais demonstra que a substituição de 10% do cimento pelo resíduo dregs promove uma redução significativa nas emissões de CO_2, tanto nos valores máximos quanto nos mínimos observados. Além disso, os compósitos formulados sem adição de resíduo cimentício, mas com substituição total do agregado miúdo natural por materiais reciclados, também apresentaram emissões inferiores àquelas associadas ao uso exclusivo de agregado natural. É importante ressaltar que o limite mínimo considera a adição de 10% de material carbonático, enquanto o máximo não considera a adição.

A avaliação dos indicadores de IL e IC, expressos em função da resistência mecânica dos compósitos, revela comportamentos distintos quanto ao desempenho ambiental dos materiais analisados (Figura 2). Constatou-se que a substituição de 10% do cimento pelo resíduo dregs contribuiu para a redução desses indicadores nas argamassas com agregado natural, indicando maior eficiência ambiental por unidade de resistência mecânica. A substituição de 10% do cimento por dregs na argamassa com agregado natural resultou em uma redução de 10,8% do IC e de 11,5% do IL. Essa redução está relacionada tanto ao aumento da resistência obtida com a adição do resíduo quanto à diminuição do consumo de cimento.

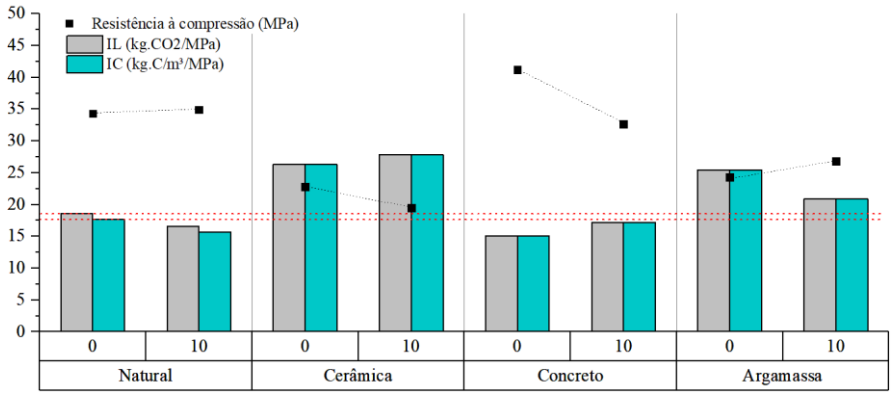


Figura 2. Índice de ligante e de carbono das argamassas estudadas.

Nos compósitos com agregado de argamassa, embora a substituição do cimento também tenha promovido uma redução nos valores de IL e IC, os indicadores ainda permanecem superiores aos observados nas argamassas com agregado natural. A amostra sem adição apresentou valores 37,3% (IC) e 43,9% (IL) superiores à referência. Após a substituição de 10% do cimento por dregs, houve uma melhora, mas os valores ainda permaneceram 12,6% (IC) e 17,9% (IL) acima dos observados para a areia natural sem adição. Isso sugere uma eficiência ambiental menor, uma vez que as resistências alcançadas são inferiores às obtidas com o uso de areia natural.

Para os compósitos com agregado de concreto reciclado, observou-se um aumento nos indicadores IL e IC com a substituição parcial do cimento. Ainda assim, tanto o traço com adição quanto o sem adição de resíduo apresentaram desempenho ambiental mais eficiente do que o compósito com agregado natural sem adição. A argamassa sem adição apresentou reduções de 18,99% no IC e 15,07% no IL em relação à referência. Com a adição de dregs, os indicadores aumentaram ligeiramente, porém ainda permaneceram 7,48% (IC) e 2,99% (IL) abaixo dos valores da areia natural.

Por fim, as argamassas com agregado cerâmico apresentaram os maiores valores de IL e IC, independentemente da adição do resíduo. A argamassa sem resíduo apresentou um IC 41,75% superior e um IL 48,59% superior à referência. Quando adicionado o resíduo dregs, os indicadores aumentaram ainda mais, atingindo valores 49,90% (IC) e 57,19% (IL)

superiores ao agregado natural. Esses compósitos também registraram as menores resistências mecânicas, indicando um desempenho ambiental inferior em relação aos demais.

Os resultados deste trabalho corroboram com diversas pesquisas que evidenciam o potencial ambiental da incorporação de resíduos em argamassas. Farinha et al. [14] reportaram uma redução de até 36,75% nas emissões de CO_2 com a substituição total de agregados reciclados não carbonatados por agregados carbonatados, enquanto Mazurana et al. [15] destacaram a capacidade de captura de aproximadamente 85 kg de CO_2 por metro cúbico de argamassa ao utilizar resíduos da construção e demolição (RCD) como substituto da areia. Do ponto de vista do ligante, Khellou et al. [15] observaram reduções entre 10% e 20% nas emissões com a substituição parcial do cimento por pó de vidro, promovendo simultaneamente melhorias no desempenho do compósito. De forma complementar, Lakreb et al. [16] demonstraram que a incorporação de partículas de cortiça reduziu a densidade das argamassas e melhorou o isolamento térmico, contribuindo para emissões mais baixas.

4. CONCLUSÕES

A avaliação do desempenho ambiental das argamassas, considerando as emissões de carbono e os índices de carbono (IC) e de ligante (IL), indicou que a substituição de 10% do cimento pelo resíduo dregs contribui representativamente para a redução dos impactos ambientais, especialmente em combinações com agregado natural. Essa alternativa apresentou os menores valores de IC e IL, além de um leve ganho em resistência mecânica, revelando maior eficiência ambiental por unidade de desempenho. As argamassas com agregado de concreto reciclado também demonstraram bons resultados, com indicadores ambientais inferiores aos da mistura de referência, mesmo com leve perda de resistência, evidenciando seu potencial como substituto viável.

Por outro lado, os compósitos com agregados de cerâmica e de argamassa reciclada apresentaram os piores desempenhos ambientais, com altos valores de IC e IL e baixas resistências mecânicas. Apesar da redução nas emissões de CO_2, essas combinações mostraram menor eficiência ambiental. Dessa forma, conclui-se que o uso do dregs, em particular, se mostrou promissor para argamassas com agregados de melhor qualidade técnica, contribuindo para a redução do impacto ambiental sem comprometer o desempenho mecânico do material.

REFERÊNCIAS

[1] HE, Zhi-hai et al. A novel development of green UHPC containing waste concrete powder derived from construction and demolition waste. Powder Technology, v. 398, p. 117075, jan. 2022.
[2] JUENGER, Maria C.G.; SNELLINGS, Ruben; BERNAL, Susan A. Supplementary cementitious materials: New sources, characterization, and performance insights. Cement and Concrete Research, v. 122, p. 257–273, ago. 2019.
[3] SCRIVENER, Karen L.; JOHN, Vanderley M.; GARTNER, Ellis M. Eco-efficient cements: Potential economically viable solutions for a low-CO2 cement-based materials industry. Cement and Concrete Research, v. 114, p. 2–26, 1 dez. 2018.

[4] FALCÃO, Juliane; MELO, Rodrigo; MASUERO, Angela; DAL MOLIN, Denise. Influence of dregs waste on the alkali–silica reaction: a comparative analysis among different types of cement. Sustainability, v. 16, n. 19, p. 8610, 2024. DOI: https://doi.org/10.3390/su16198610.
[5] INDÚSTRIA BRASILEIRA DE ÁRVORES. Relatório Anual IBÁ 2024. Disponível em: https://www.iba.org/publicacoes. Acesso: 30 jan. 2025.
[6] GLOBAL FOOTPRINT NETWORK. Country Overshoot Days. Disponível em: https://overshoot.footprintnetwork.org/newsroom/country-overshoot-days/. Acesso em: 14 fev. 2025.
[7] NOVA AMBIENTAL. Panorama dos resíduos sólidos no Brasil 2024 – Abrema: avanços e desafios significativos. Disponível em: https://www.novaambiental.com.br/panorama-dos-residuos-solidos-no-brasil-2024-abrema-avancos-e-desafios-significativos/. Acesso em: 14 fev. 2025.
[8] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 16605: Cimento Porlatand e otros materiais em pó – Determinação da massa específic. Rio de Janeiro, 2017.
[9] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 16916: Agregado miúdo – Determinação da densidade e da absorção de água. Rio de Janeiro, 2021.
[10] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 7215: Cimento Portland – Determinação da resistência à compressão de corpos de prova cilíndricos. Rio de Janeiro, 2019.
[11] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 15577-4: Determinação da expansão em barras de argamassa pelo método acelerado. Rio de Janeiro, 2018.
[12] Oliveira, Dayana Ruth and Leite, Gabriela and Possan, Edna and Filho, José Marques, Concrete Powder Waste as a Substitution for Portland Cement for Environment-Friendly Cement Production. http://dx.doi.org/10.2139/ssrn.4448754
[13] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 15577-4: Cimento Porland - Requisitos. Rio de Janeiro, 2018.
[14] FARINHA, C. B. et al. Life Cycle Carbon Assessment of Mortars with Carbonated and Non-Carbonated Recycled Aggregates. Applied Sciences, [s. l.], v. 14, n. 17, p. 7442, 2024. Disponível em: https://doi.org/10.3390/app14177442
[15] MAZURANA, L. et al. Determination of Co 2 capture in rendering mortars produced with recycled construction and demolition waste by thermogravimetry. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, [s. l.], p. 1–10, 2021. Disponível em: https://doi.org/10.1007/S10973-020-10436-0
[16] KHELLOU, A.; MECHRI, L.; SAGGAÏ, S. Use of Waste Glass Powder as Partial Replacement of Cement Mortar: Environmental Effects. Em: [S. l.]: Springer, Cham, 2019. p. 291–296. Disponível em: https://doi.org/10.1007/978-3-030-51210-1_48
[17] LAKREB, N. et al. Properties of eco-friendly mortars produced by partial cement replacement with waste cork particles: a feasibility study. Biomass Conversion and Biorefinery, [s. l.], p. 1–11, 2022. Disponível em: https://doi.org/10.1007/s13399-021-02139-9

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Efeito do polímero superabsorvente na mitigação da retração autógena do concreto de ultra alto desempenho

Fernando Aparecido Costa Barizão[(1)], Livia Borba Agostinho [(2)], Angélica Vinci do Nascimento Gimenes Rios[(3)] e Romel Dias Vanderlei[(1)]

[(1)] Departamento de Engenharia Civil, Universidade Estadual de Maringá (UEM), Brasil.
[(2)] Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Federal de Uberlândia (UFU), Brasil.
[(3)] Centro Universitario Ingá (UNINGÁ), Brasil.

RESUMO

O concreto de ultra alto desempenho (UHPC) apresenta processo de hidratação do cimento mais complexo, o que pode levar a elevada retração autógena e comprometer sua integridade estrutural. Esse fenômeno decorre da autodessecação, que resulta em fissuras microscópicas capazes de afetar a durabilidade e resistência do material. Uma abordagem promissora para mitigar esse efeito é o uso de polímeros superabsorventes (SAP), que possuem a capacidade de absorver grandes quantidades de água e liberá-la gradualmente durante a cura, atuando como agentes de cura interna. Este estudo avaliou a adição de 0,2% de SAP, em relação à massa de cimento, no controle da retração autógena do UHPC. Ensaios experimentais indicaram que a retração foi reduzida em mais de 200% em 1 dia e cerca de 56% no 3 dias. Por outro lado, observou-se uma redução na resistência à compressão dos traços contendo SAP, possivelmente devido ao aumento da porosidade residual decorrente do volume ocupado pelo polímero. Aos 28 dias, essa redução foi de aproximadamente 14% em comparação ao traço de referência. Os resultados mostram que a utilização de SAP é uma solução eficiente para o controle da retração autógena no UHPC, embora seu impacto nas propriedades mecânicas deva ser considerado. Assim, o SAP apresenta potencial como agente de cura interna, contribuindo para a melhoria do desempenho desse material avançado.

PALAVRAS-CHAVE: Polímero superabsorvente; Autodessecação; Propriedades mecânicas; Concreto de Ultra Alto Desempenho; Retração autógena

1.- INTRODUÇÃO

Com o avanço de tecnologias voltadas à construção civil, o concreto de ultra alto desempenho (UHPC) - do inglês Ultra-High Performance Concrete - é um tipo de material que surgiu com grande potencial de aplicação no setor. Sua baixa relação água/aglomerante (a/c) e a alta densidade de compactação das partículas conferem a ele propriedades mecânicas excepcionais e maior durabilidade. Embora tenha um desempenho notável, na composição do UHPC tem-se o uso de uma maior quantidade de materiais cimentícios, se

comparado ao concreto convencional, o que leva a formação de uma estrutura de poros finos, e, consequentemente, significativo risco de retração autógena. No concreto comum a retração autógena é insignificante, enquanto que nos concretos de alto desempenho é bastante significativa e pode resultar em microfissuras em situações limitadas, o que pode afetar negativamente tanto as propriedades mecânicas quanto a durabilidade final do material [1; 2; 3; 4; 5; 6; 7].

Métodos tradicionais de cura, denominados de cura externa, em concretos com baixa relação a/c, não são eficazes em reduzir a retração autógena. O cuidado extra com a cura interna nesse tipo de concreto, como o uso, na composição do traço, de materiais transportadores com alta capacidade de absorção, como polímeros superabsorventes (SAP), assegura uma adequada distribuição de água para a hidratação do cimento. A adição desses materiais, conhecidos como agentes de cura interna, liberam a água retida na estrutura do concreto durante o processo de autodessecação quando há uma queda da umidade relativa interna [8].

A liberação de água pelo SAP dentro da matriz cimentícia ocorre de forma gradual e auxilia na continuidade das reações de hidratação, promovendo uma hidratação interna mais eficiente e homogênea, mesmo em ambientes de baixa umidade externa. Diante dos desafios técnicos impostos pela retração autógena em concretos de ultra alto desempenho (UHPC), por meio da incorporação de SAP, o trabalho visa avaliar os efeitos dessa adição nas propriedades mecânicas, no comportamento no estado fresco e na retração autógena.

2.- MATERIAIS E MÉTODOS

Neste trabalho, foi utilizado o Cimento Portland CPV-ARI, sílica ativa (SF), pó de quartzo (PQ), areia de quartzo com controle na faixa granulométrica e aditivo superplastificante baseado em policarboxilato. Por fim, foi utilizado um polímero superabsorvente (SAP) com nome comercial R+D Starvis® S 2100 F, fornecido pela empresa BASF por meio da IMCD Brasil, em teor de 0,2% com relação à massa de cimento. Trata-se de uma poliacrilamida com diâmetro de partícula inferior a 300 μm e densidade aparente variando entre 700 e 900 kg/m³, conforme especificado pelo fabricante. O traço de referência (REF) foi adaptado de Poncetti (2020), e o traço 0,20_SAP contém adição de 0,20% de SAP em relação à massa de cimento.

2.1.- Procedimento de mistura

Inicialmente os materiais secos foram homogenizados manualmente por 2 minutos. Quando utilizado, o SAP foi adicionado ainda seco e misturado por mais 1 minuto. Em seguida, a mistura foi transferida para um misturador planetário, em ambiente com controle de temperatura a 22 ± 2°C, e misturados por 2 minutos em baixa rotação e 5 minutos em rotação intermediária. Com a rotação reduzida, adicionou-se 2/3 da água, depois o superplastificante e o restante da água, finalizando com 7 minutos em alta rotação. Por fim, foi avaliada a trabalhabilidade e moldados corpos de prova para ensaios de retração e propriedades mecânicas.

2.2.- Testes experimentais

2.1.1.- Retração autógena

A retração autógena foi avaliada de acordo com a norma ASTM [9], adotada como método de referência para o procedimento experimental. A primeira leitura foi iniciada a partir do patamar de percolação (transição suspensão-sólido), conforme proposto por [10], sendo este considerado como o tempo zero (t_0) para o início da medição. O ensaio foi conduzido por um período total de 21 dias. As amostras foram moldadas em tubos plásticos corrugados e, imediatamente armazenadas em câmara climatizada com temperatura controlada de 22 ± 2°C. As aferições de retração foram realizadas com intervalo de 10 minutos durante os primeiros 5 dias, e posteriormente, com intervalo de 1 hora do 6º ao 21º dia, garantindo assim um monitoramento contínuo da evolução da retração autógena ao longo do tempo.

2.2.2.- Ensaios mecânicos

Para o estudo da caracterização mecânica do UHPC, com e sem adição de SAP, foram realizados ensaios de resistência à compressão, resistência à tração por compressão diametral e módulo de elasticidade, conforme procedimentos das normas brasileiras. Para os ensaios utilizaram-se corpos de prova cilíndricos com dimensões de 50 × 100 mm, moldados em ambiente com temperatura controlada de 22 ± 2°C. Após a moldagem, os corpos de prova foram cobertos com filme plástico e, após 24 horas, foram desmoldados e curados em câmara úmida até 24 horas antes dos ensaios, quando foram retificados para garantir uniformidade das superfícies. Os ensaios de compressão e tração por compressão diametral foram realizados nas idades de 7, 14 e 28 dias, com os corpos de prova posicionados de acordo com cada metodologia, sendo os resultados expressos pela média de três amostras por idade. Já o módulo de elasticidade foi determinado apenas aos 28 dias, também com base na média de três corpos de prova.

2.2.3.- Ensaios no estado fresco

A caracterização do estado fresco do UHPC foi feita pelos ensaios de espalhamento [11] e escoamento [12]. Para o espalhamento utilizou-se molde troncocônico (60 mm de altura, 70 mm de abertura superior e 100 mm inferior), avaliando o aumento do diâmetro da mistura. O escoamento mediu o tempo de fluxo no funil V (base maior: 270 mm; base menor: 30 mm; altura inclinada: 240 mm). Ambos foram realizados no tempo inicial e após 45 minutos.

3.- ANÁLISE E DISCUSSÃO

3.1.- Retração autógena

A adição de 0,20% de SAP causou significativa mitigação da retração autógena do UHPC, sobretudo nas idades iniciais, como é apresentado na Fig. 1. Observou-se que o traço referência (REF) apresentou retração contínua desde o início do ensaio, atingindo aproximadamente −461,24 μm/m aos 21 dias. Por outro lado, o traço contendo 0,20% de SAP apresentou um comportamento distinto, com expansão inicial de até 124,66 μm/m, seguida por retração progressiva, atingindo ao final do ensaio uma deformação de aproximadamente −399,42 μm/m.

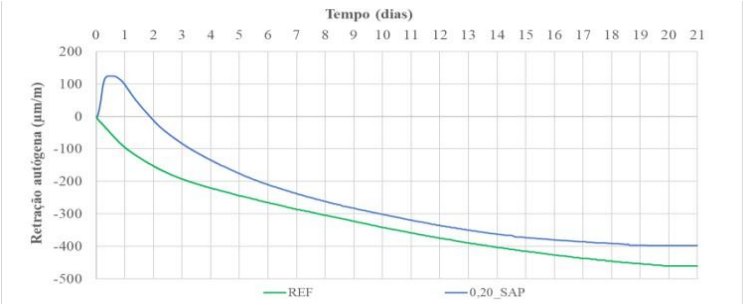


Figura 1. Retração autógena do UHPC

Nas primeiras 24 horas, o traço 0,20_SAP, ao contrário do REF, apresentou expansão inicial e somente começou a retrair a partir de aproximadamente 20 horas de ensaio. Aos 3 dias apresentou redução da retração autógena em 56,53% quando comparada à mistura REF, e aos 21 dias, de 13,40%. A inversão da deformação (de negativa para positiva) observada nas primeiras idades reforça o potencial do SAP em retardar o início da retração.

A adição de 0,20% de SAP ao UHPC retardou o início da retração autógena, iniciando apenas após 44 horas, enquanto a REF apresentou retração logo após o tempo zero. Esse comportamento confirma o efeito do SAP como agente retardador da retração autógena [13] observaram expansão inicial mais acentuada em traços com SAP, corroborando estudos de [14], [8], [15], [16].

De acordo com [15], mantendo a relação a/c constante (sem adição de água extra para o polímero), a adição de 0,30% de SAP resultou em expansão contínua até o final do ensaio, eliminando completamente a retração autógena. Para a adição de 0,15% de SAP, foi observada retração de aproximadamente 47% menor do que a da pasta de referência. Esse comportamento mostra que o SAP, mesmo sem a adição de água de cura extra, tem um papel eficaz como agente mitigatório da retração autógena [14], [8], [15] e [16] reforçam que o SAP, agindo como agente de cura interna, é capaz de mitigar ou até eliminar a retração autógena, independentemente da presença de água de cura adicional.

3.2.- Caracterização mecânica do UHPC

Os resultados de resistência à compressão e resistências à tração por compressão diametral das misturas de UHPC podem ser observados na Fig. 2. A adição de 0,20% de SAP resultou em uma redução na resistência à compressão em todas as idades analisadas, quando comparada o traço referência (REF).

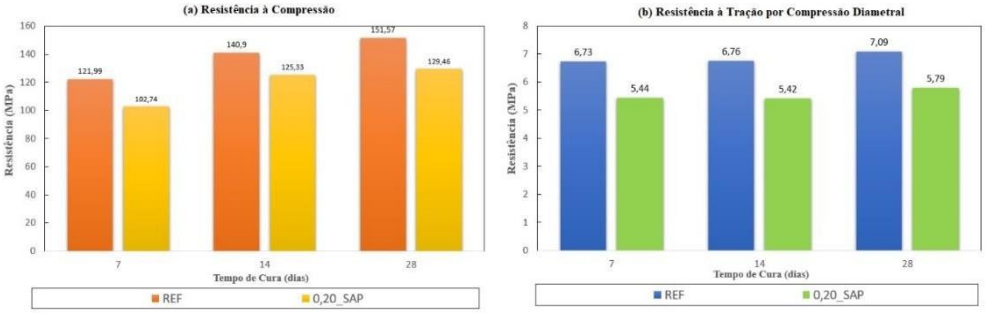


Figura 2. (a) Resistência à compressão e (b) Resistência à tração por compressão diametral do UHPC

A redução de resistência à compressão da mistura 0,20_SAP com relação à REF foi de 15,77%, 11,05% e 14,48% aos 7, 14 e 28 dias, respectivamente. Esses resultados estão em consonância com os estudos de [17], que, ao investigar o uso de SAP em UHPC com a mesma relação a/c de 0,24, identificou uma queda de 12,95% na resistência à compressão para a adição de 0,20% de SAP em relação ao traço sem o polímero.

Para os resultados de resistência à tração por compressão diametral houve uma redução dos valores encontrados em todas as idades avaliadas para o traço com adição de 0,20% de SAP, quando comparada ao traço de referência (REF). Essa redução foi de 19,16% aos 7 dias, 19,82% aos 14 dias e 18,33% aos 28 dias. Apesar da diminuição observada, os valores se mantiveram próximos entre si ao longo das idades analisadas, indicando um comportamento estável da matriz com SAP ao longo do tempo. Esse comportamento está em conformidade com os achados de [17], que também observou perdas de resistência à tração em concretos com adição de SAP, relacionando o efeito à modificação da microestrutura da pasta cimentícia. Por outro lado, [18] identificou em sua pesquisa um comportamento distinto, com incremento na resistência à tração variando entre 6% e 18% para concretos com SAP, indicando que o efeito do polímero pode variar conforme a formulação da matriz e os parâmetros de dosagem adotados.

Para o módulo de elasticidade estático do UHPC, em 28 dias obteve-se 45,40 GPa para o REF e 41,51 GPa para o UHPC com adição de 0,20% de SAP, logo percebe-se uma leve redução de até 8,5% em relação à REF. Esse comportamento está em consonância com os resultados obtidos por [8], que verificou reduções de até 3% em misturas com SAP, concluindo que o polímero superabsorvente não compromete significativamente essa propriedade. Resultados semelhantes também foram observados por [18], que reportou valores próximos entre misturas com e sem SAP. A literatura aponta que a adição de SAP pode influenciar a porosidade da pasta cimentícia, afetando assim o módulo de elasticidade. De acordo com [15], há uma relação inversa entre porosidade e módulo de elasticidade, sendo a porosidade o principal fator determinante dessa propriedade em misturas cimentícias.

3.3.- Análise do escoamento e do espalhamento do UHPC no estado fresco

Pode-se observar, na Tabela 1, que os resultados do ensaio do Mini Funil V mostraram que o traço REF apresentou aumento de 50% no tempo de escoamento entre o tempo inicial (t_0) e o tempo após 45 minutos (t_{45}), indicando uma perda moderada de fluidez ao longo do tempo. Com a adição de 0,20% de SAP, essa diferença se acentuou, atingindo 229% de aumento no tempo de escoamento entre o tempo t_0 e t_{45}, o que evidencia o efeito do polímero superabsorvente na trabalhabilidade da mistura. A adição de 0,20% de SAP ao UHPC provocou um aumento no tempo de escoamento, com incremento de 281% em t_0 e 738% em t_{45}, comparado à REF. No ensaio de espalhamento, observou-se redução de 59,20% em t_0 e 77,09% em t_{45}, evidenciando perda de trabalhabilidade.

Tabela 1. Resultados do Ensaio de Mini Funil V e do Ensaio de Mini Slump

Resultado do Mini Funil V		
Matriz	**t escoamento (s)**	**t escoamento (s)**
	t = 0 min	**t = 45 min**
REF	16	24
0,20_SAP	61	201

Resultado do Mini Slump						
Matriz	**t = 0 min (t_0)**		**t = 45 min (t_{45})**		**média d_1 e d_2 no t_0 (mm)**	**média d_1 e d_2 no t_{45} (mm)**
	d_1 (mm)	**d_2 (mm)**	**d_1 (mm)**	**d_2 (mm)**		
REF	287,27	287,15	263,44	260,90	287,21	262,17
0,20_SAP	198,90	198,96	164,12	162,10	198,93	163,11

Esses resultados apontam para uma perda de trabalhabilidade da mistura ao longo do tempo, o que pode comprometer a eficiência das moldagens prolongadas. Achados semelhantes foram reportados por [17], reforçando o efeito negativo do SAP nas propriedades do estado fresco do UHPC.

4.- CONCLUSÕES

- A adição de polímero superabsorvente (SAP) ao UHPC causou redução na trabalhabilidade e nas propriedades mecânicas, porém, obteve-se leve mitigação da retração autógena, com 0,20% de SAP. A adição de 0,20% de SAP ao UHPC reduziu a trabalhabilidade, aumento no tempo de escoamento (mini funil V) e menor espalhamento (mini slump).

- A adição de SAP retardou o início da retração autógena, que teve início somente após 44 horas, o que pode ter dado resistência inicial suficiente para se impor aos esforços induzidos de tração.

- Mesmo sem água de cura adicional, o SAP demonstrou capacidade de controle da retração em UHPC.

- A dosagem de 0,20% de SAP é viável para mitigar retração autógena, desde que se equilibre durabilidade e desempenho mecânico conforme a aplicação.

AGRADECIMIENTOS

Agradeço à CAPES (este estudo foi financiado pela Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001), e às empresas IMCD Brasil e Tecnosil.

REFERÊNCIAS

[1] JENSEN, O. M.; HANSEN, P. F. Autogenous deformation and RH-chances in perspective. **Cement and Concrete Research**, v. 31, n. 12, p.1859-1865, 2001.

[2] LURA, P.; JENSEN, O. M.; VAN BREUGEL, K. Autogenous shrinkage in high-performance cement paste: An evaluation. **Cement and Concrete Research**, v. 33, n. 2, p.223-232, 2003.

[3] SHI, C.; WU, Z. XIAO, J.; WANG, D.; HUANG, Z.; FANG, Z. A review on ultra high performance concrete: Part I. Raw materials and mixture design. **Construction and Building Materials**, v. 101, Part 1, p. 741-751, 2015.

[4] LIU, J.; SHI, C.; MA, X.; KHAYAT, K. H.; ZHANG, J.; WANG, D. An overview on the effect of internal curing on shrinkage of high performance cement-based materials, **Construction and Building Materials**, v. 146, p. 702–712, 2017.

[5] DU, J.; MENG, W.; KHAYAT, K. H.; BAO, Y.; GUO, P.; LYU, Z.; ABU-OBEIDAH, A.; NASSIF, H.; WANG, H. New development of ultra-high-performance concrete (UHPC). **Composites Part B: Engineering**, v. 224, 2021.

[6] HUANG, B.-T., ZHU, J.-X., WENG, K.-F., LI, V.C., DAI, J.-G. Ultra-high-strength engineered/strain-hardening cementitious composites (ECC/SHCC): material design and effect of fiber hybridization. **Cement Concr. Compos**., v.129, 2022.

[7] ZHU, J.-X., XU, L.-Y., HUANG, B.-T., WENG, K.-F., DAI, J.-G. Recent developments in Engineered/Strain-Hardening Cementitious Composites (ECC/SHCC) with high and ultra-high strength. **Construction and Building Materials**, v. 342. 2022.

[8] MANZANO, M. A. R. Estudo Experimental de Materiais Cimentícios de Alta Resistência modificados com Polímeros Superabsorventes (PSAs) como Agentes de Cura Interna. 2016. 324 f. Tese (Doutorado em Estruturas e Construção Civil) - Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, 2016.

[9] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS - ASTM. C1698-09: Standard Test Method for Autogenous Strain of Cement Paste and Mortar. West Conshohocken, Pennsylvania, 2014.

[10] BETTENCOURT, A.; GONÇALVES, A. Autogenous shrinkage measurements on cement pastes: influence of w/c, cement fineness, C3A content, and superplasticizer dosage. LNEC. Lisboa, p.47, 2010.

[11] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. C1437-15: Standard Test Method for Flow of Hydraulic Cement Mortar. West Conshohocken, Pennsylvania, 2015.

[12] EUROPEAN FEDERATION FOR SPECIALIST CONSTRUCTION CHEMICALS AND CONCRETE SYSTEMS - EFNARC. Specification and guidelines for self- compacting concrete. Norfolk, UK, English ed. 2002.

[13] SHEN, D.; WANG, X.; DABAO, C.; ZHANG, J.; JIANG, G. Effect of internal curing with super absorbent polymers on autogenous shrinkage of concrete at early age. Construction and Building Materials, v. 106, p. 512-522, 2016.
[14] SUAREZ, M. L. G. Polímeros Super Absorventes (PSA) como Agente de Cura Interna para Prevenir Fissuração em Concretos de Alta Resistência. 2015. 75 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2015.
[15] AGOSTINHO, L. B. Análise microestrutural de pastas de cimento portland de alta resistência contendo polímero superabsorvente e nanosílica. 2021. 199 f. Tese (doutorado) - Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2021.
[16] PALMA E SILVA, A. A. Microconcretos de alta resistência contendo polímero superabsorvente e metacaulim. 2022. 161 f. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2022.
[17] GOBBE, D. C. Influência do polímero superabsorvente nas propriedades do concreto de ultra desempenho. 2023. 120 f. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós- Graduação em Engenharia Urbana – Universidade Estadual de Maringá, Maringá, 2023.
[18] SILVA JUNIOR, P. F. Estudo da estabilidade dimensional de concretos de alta resistência com adição de polímero superabsorvente e nanopartículas de sílica. 2017. 345 f. Tese (Doutorado em Estruturas e Construção Civil) - Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2017.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Pozzolanic Potential of Recycled Aggregates for 3D Printed Concrete

Karyne Ferreira dos Santos [(1)], João Nuno Pacheco[(2)] Samuel Pereira dos Santos[(1)], Raquel Jesus Lopes[(1)], Miguel Monteiro[(1)], Manuel Vieira, [(3)] Arthur Aviz Palma e Silva [(4)]

[(1)] c[5]Lab - Sustainable Construction Materials Association, Linda-a-Velha, Portugal.
[(2)] CERIS, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Lisboa, Portugal.
[(3)] LNEC - Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, Portugal.
[(4)] UnB - University of Brasília, Brasília, Federal District, Brazil.

ABSTRACT

The emerging technology of 3D concrete printing enables faster construction, complex geometries, less material consumption, and reduced on-site injury risks. Despite its benefits, it still relies heavily on large cement content at economic and environmental cost. Incorporating recycled aggregate powder is a promising strategy to lower cement content, though it poses challenges. Assessing the pozzolanic reactivity of these materials is essential, as they may contribute to mechanical and durability properties or act as inert fillers that enhance rheology and setting. This study investigates the pozzolanic activity and hydration behavior of recycled aggregate powder used to replace 50% of the binder and cement by mass in 3D-printed concrete. The experimental program included X-ray diffraction (XRD), thermogravimetric analysis (TGA), Frattini and Chapelle tests, setting time measurements, and Strength Activity Index (SAI). Results show that the recycled material lacks significant pozzolanic activity, SAI at 28 days was 65% of the reference. However, its influence on hydration and setting provides insights into its role as a filler in sustainable printable cementitious formulations. final setting time was extended by 50–80 minutes depending on the replacement strategy. These findings underscore the importance of evaluating recycled materials before their application in additive manufacturing.

KEYWORDS: 3D printed concrete; recycled aggregate; pozzolanic activity; additive manufacturing; binder replacement.

1.- INTRODUCTION

Construction and demolition waste is approximately 35–40% of the total solid waste generated globally, contributing significantly to environmental degradation due to landfilling [1]. An increasingly adopted strategy to address this issue involves the recycling of CDW as recycled aggregates, offering a sustainable alternative to natural aggregates in cement-based materials [2]. In addition to diverting materials from landfills, this practice helps reduce the exploitation of virgin raw materials, promoting circular economy principles in the construction sector [3]. In parallel with this sustainable shift, the

construction industry has been undergoing a transformation through automation and digital manufacturing. Among the most promising technologies is three-dimensional concrete printing, which enables the construction of structural elements without formwork, while significantly reducing labor, construction time, and material waste [4]. This method has also been recognized for its potential in emergency scenarios, such as natural disasters or armed conflicts, where rapid and adaptable construction solutions are essential [5].

The production of recycled aggregates involved crushing and sieving through mechanical means as the resulting aggregates can be categorized into three size fractions (coarse aggregates – with a reference minimum size of 4 mm; fine aggregates – with typical sizes between 4 mm and either 0.125 mm or 0.063 mm, depending on the region; and recycled aggregate powder (or recycled fines) – with size below 0.075 mm). Coarse recycled aggregates are already used for road construction and other low added value applications and are gaining market acceptance as aggregates for concrete production. However, they cannot be produced without producing recycled aggregate powder and fine recycled aggregates as well. The incorporation of recycled aggregate powder into printable cementitious mixtures presents both environmental benefits and technical challenges. Although mechanical properties such as compressive and flexural strength may slightly decrease compared to natural aggregate-based mixtures [6], optimized designs and treatments—like CO_2 curing—can enhance fresh-state behavior and structural performance [7]. Functional performance is highly dependent on rheological and mechanical characteristics, including flowability, extrudability, buildability, and interlayer bonding, all of which are influenced by particle morphology and water demand [6,8]. Recent studies confirm the technical feasibility of using recycled materials, with coarse recycled aggregate concrete already being at a high maturity stage in which standards are already including clauses for its specification and use as a structural material [9]. Concerning the use of 3D printed concrete, there are already publications showing its waste used as 10% cement replacement retained 93% of reference strength (49.5 MPa vs. 53.2 MPa), despite reducing spread flow due to angularity and absorption [10], as well as successful examples of 3D printed concrete elements [11], but the possibility of replacing a relevant portion of cement by recycled concrete powder has not been properly explored. Hence, this study aims to evaluate the pozzolanic activity and rheological behavior of recycled aggregate powder used as partial binder replacement in 3D-printed cementitious mixtures.

2.- METHODOLOGY

2.1.- Materials

The 3D printable cementitious pastes were formulated with CEM II/A-L 42.5R cement, concrete and demolition waste powder (CDWp) (<0.125 mm or <0.063 mm), limestone filler (LMF), polycarboxylate ether-based superplasticizer (SP), and potable water, maintaining a fixed water-to-fines ratio of 0.2. LMF improved flow and reduced clinker demand, CDW replaced cement or total binder mass. All components were oven-dried and stored in sealed containers before use.

2.2.- Characterization of CDW powder and pozzolanic activity

CDWp, was assessed through physical, chemical, and pozzolanic tests. The bulk density was determined by the pycnometer method. Sieving by the EN 933-1 [12], confirmed that a relevant portion of the recycled aggregates are within particle sizes suitable for use as CDWp. XRD and TGA revealed mineral phases and mass loss linked to hydration and carbonation. XRF showed major oxides (SiO_2, CaO, Al_2O_3). Pozzolanic activity was evaluated using Frattini test by EN 196-5 [13], Chapelle test according to AFNOR NF P18-513 [14], and strength activity index (SAI) following the EN 450-1 [15] standard, which verified the influence of 25% cement replacement on mechanical strength of pastes.

2.3.- Mixture Identification and Composition (Pastes)

Five cementitious paste formulations were prepared to evaluate the effects of CDWp on hydration and rheological behavior for 3D printing. Two replacement approaches were adopted: substitution of 25% or 50% of cement mass (C25, C50) and 25% or 50% of total binder mass (cement + limestone filler) (B25, B50). A CDWp-free reference paste (REF) was used for comparison. Mixes were tested for setting time, Marsh funnel viscosity, and mini slump (Kantro cone) at 0, 30, 60, and 90 minutes to assess workability and setting kinetics, presented in Table 1.

Table 1. Dosage of raw materials in each paste formulation.

Mixture Code	*Materials (Kg/m³)*					
	CEM II A/L	***CDWp***	***LMF***	***SFca***	***SP***	***Water***
REF	1379.18	0.00	258.04	142.37	26.09	355.92
C50	1205.92	144.40	258.04	142.37	26.09	355.92
C25	1292.55	72.20	258.04	142.37	26.09	355.92
B50	1250.50	144.40	233.96	129.08	26.09	355.92
B25	1314.84	72.20	246.00	135.73	26.09	355.92

2.4.- Rheology and setting tests in pastes

All paste mixtures were prepared following the standardized protocol described in EN 196-3 [13]. The mixing process was carried out in a planetary mixer and consisted of three distinct stages: an initial 3-minute mixing at medium speed, a 1-minute rest period during which the internal walls of the mixer were manually scraped to ensure homogeneity, followed by a final 3-minute mixing at high speed. This procedure was adopted for all paste formulations, aiming to ensure repeatability and consistency in the fresh state characterization. The fresh-state behavior of the mixtures was evaluated through flowability, viscosity, and setting time tests. Workability was assessed using the mini-cone test based on the Kantro method, measuring spread diameter at 0, 30, 60, and 90 minutes, with gentle hand remixing prior to each test to simulate on-site reactivation. This allowed the assessment of workability retention relevant to 3D printing, as well as a qualitative preliminary assessment of thixotropy. Flow time was evaluated using a Marsh funnel adapted from ASTM C939 [16], recording the discharge time of 1 liter of fresh paste at the same time intervals, enabling analysis of viscosity evolution. Initial and final setting times were measured with the Vicat apparatus in accordance with EN 196-3 [13], under standard conditions ($20 \pm 2°C$; RH $> 90\%$), identifying the moments of reduced needle penetration

(<4 mm) and complete hardening, respectively. Together, these tests evaluated the influence of CDWp on paste consistency, buildability, and open time.

3.- RESULTS AND DISCUSSIONS

3.1.- Characterization of CDW Powder

The mineralogical composition was carried out by x-ray diffraction (XRD) with Rietveld refinement presented in Figure 1, showed that CDWp is predominantly composed of calcite (53.8%), indicating carbonated cementitious residues. Minor phases include vaterite (0.4%) and dolomite (3.0%), confirming the heterogeneous nature of the recycled concrete. XRD analysis revealed quartz (20.2%) as the second most abundant phase, followed by feldspar (8.2%) and mica (4.1%), showing that the coarse natural aggregates of the source CDW are predominantly calcareous. Ettringite (9.8%) and hydrocalumite (0.2%) point to residual hydration, while small amounts of unreacted clinker phases—alite (0.3%), belite and brownmillerite (<0.1%)—suggest limited remaining reactivity. These findings confirm CDWp's mineralogical heterogeneity and agree with its low pozzolanic activity (Section 3.2).

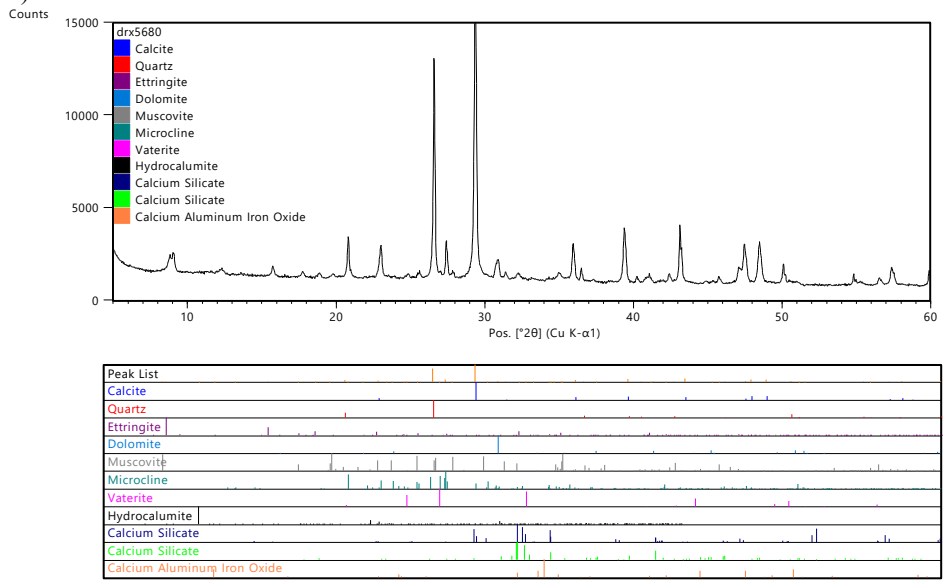


Figure 1. XRD pattern of the CDW powder with Rietveld refinement and identified crystalline phases.

X-ray fluorescence (XRF) analysis confirmed that CaO and SiO_2 are the dominant oxides in the CDWp, consistent with both cementitious origin and the calcareous nature of the original coarse aggregates. When the data from both fractions (up to 0.063 mm and up to 0.125 mm) are compared, it is found that the CDWp up to 0.063 mm has slightly more CaO and Fe_2O_3 content and less SiO_2. Al_2O_3 remained relatively stable (~6.1%), and minor oxides, including

MgO, SO_3, K_2O, and Na_2O, were consistently below 2%. The total oxide content surpassed 99%, demonstrating reliable quantification. The elevated loss on ignition (LOI), particularly in the finer fraction, points to the presence of hydrated or carbonated phases. Smaller losses at lower temperature ranges are associated with moisture evaporation and the decomposition of hydrated cementitious products. These results, detailed in Table 2, support the presence of both residual hydration products and carbonate-rich phases in the CDW. Complementary TGA revealed that most of the mass loss occurred between 500 °C and 950 °C, hinting significant decarbonation of carbonate compounds such as calcite.

Table 2. Thermogravimetric analysis results of CDW fractions.

Fraction	Moisture (%)	T250 (%)	T500 (%)	T950 (%)	Total Mass Loss (%)
AFR <0.125 mm	5.70	1.76	2.74	19.47	23.97
AFR <0.063 mm	6.79	1.92	2.99	20.37	25.28

3.2.- Pozzolanic Reactivity of CDWp

Particle fineness greatly affects reactivity. The particle size distribution of the dry sieving revealed that most CDWp particles (76.81%) were between 0.25 mm and 0.5 mm, with 52.83% retained on the 0.25 mm sieve and 23.98% on the 0.5 mm sieve. Only 0.46% passed the 0.063 mm sieve, indicating a very low proportion of ultrafine, cementitious-like particles, which may suggest low reactivity.

Figure 2 shows the Frattini Test results, demonstrating both CDWp fractions (<0.125 mm and <0.063 mm) had $[OH^-] \approx 57.0–57.6$ mmol/L and $[Ca^{2+}] \approx 10.9–11.0$ mmol/L at 8 and 15 days, remaining above the calcium hydroxide solubility curve. This indicates no significant $Ca(OH)_2$ consumption, thus, insufficient pozzolanic reactivity under the Frattini test criteria.

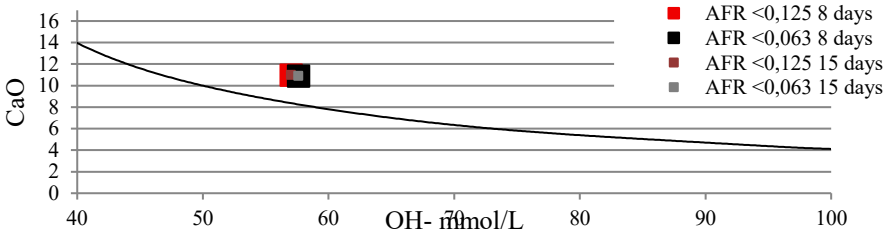


Figure 2. Frattini test results for CDW powder samples (AFR <0.125 mm and AFR <0.063 mm) at 8 and 15 days of curing.

The Chapelle tests confirmed the limited pozzolanic reactivity of the CDWp fractions. The fixed calcium hydroxide ($Ca(OH)_2$) content was 94.5 mg/g for CDWp <0.125 mm and 98.5 mg/g for CDWp <0.063 mm. Values below 150 mg/g indicate low pozzolanic activity, which aligns with the results obtained for both fractions [14].

The SAI results are presented in Figure 3. The compressive strength of the mix with 25% CDWp was 38.83 MPa at 28 days, compared to 62.12 MPa for reference. This resulted in a

Strength Activity Index (SAI) of 65.20%, which is below the 75% minimum. Therefore, CDWp cannot be classified as a pozzolanic material.

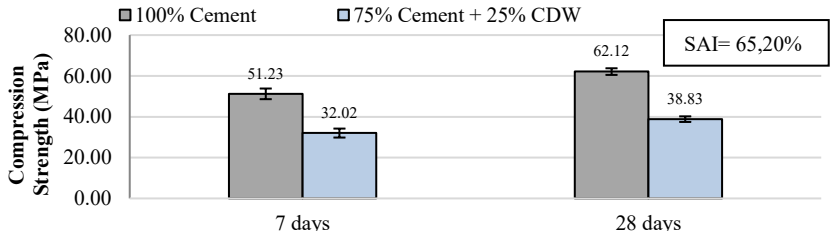


Figure 3. SAI results.

3.3.- Fresh-State Properties of Cement Pastes

The CDWp has a particle density of 2.608 Mg/m³ (impermeable material, ρ_a), 2.251 Mg/m³ (oven-dried, ρ_{rd}), and 2.387 Mg/m³ (saturated surface-dry, ρ_{ssd}). The 24-hour water absorption ($WA_{(24)}$) was significant at 6.06% and may affect water demand and workability in cementitious systems using this material.

All mixtures exhibited a complete loss of self-flow, as evidenced by the absence of mini-slump spread across all formulations (Table 3). In the Marsh funnel test, flow performance varied significantly depending on the substitution strategy and CDWp. Mixtures incorporating high CDWP contents, whether by total binder or cement replacement, showed early signs of flow obstruction, with loss in workability occurring within the first 15 minutes. In contrast, partial substitutions (25%) exhibit longer flow durations but still exhibited progressive loss in workability over time. These results underline the severe impact of CDWp incorporation on fresh-state rheology, especially in terms of viscosity increase and reduced flow retention.

Table 3. Workability and Rheological Behavior: Mini-Slump and Marsh Funnel Tests.

Paste	Slump Flow @ 0 min (mm)	Marsh Flow Time @ 0 min (s)	Marsh Flow Time @ 30 min (s)	Flow Cessation Observation
REF	0	N/A	N/A	No flow at any age
C25	0	769.00	N/A	Blocked at 826 s
C50	0	284.84	544.97	Blocked at 990 s
B25	0	424.65	N/A	Blocked at 1260 s
B50	0	N/A	–	Blocked at 820 s

The setting time results, summarized in Figure 3, demonstrate the significant impact of CDW incorporation on the hydration kinetics of the pastes.

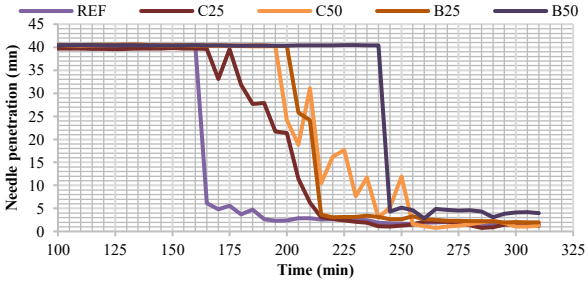


Figure 4. Setting time results.

Figure 4 presents the needle penetration results for all pastes. REF exhibited the earliest setting onset and completion (approximately 165–245 minutes), followed sequentially by C25, C50, B25, and B50. Partial cement substitutions with CDWp (C25, C50) led to earlier setting compared to binder-based replacements (B25, B50), which showed a clear delay. This trend indicates that CDWp incorporation affects the structuration kinetics differently depending on the replacement strategy, likely due to variations in particle packing, water demand, and residual reactivity.

4.- CONCLUSIONS

Characterization results confirmed the low pozzolanic reactivity of CDWp, with XRD, TGA, Frattini and Chapelle tests indicating predominantly inert behavior. Despite this, its incorporation altered hydration kinetics and impaired fresh-state performance. Cement substitutions accelerated setting, while binder substitutions delayed it, with overall loss of workability and stability. These results highlight the need for optimized CDWp content and granulometry to ensure viable rheological performance in applications such as 3D printing.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors thank Sustainable Construction Materials Association (c5Lab) and the National Laboratory in Civil Engineering (LNEC) for their support in developing the research. This research was funded by Missão interface 01/C05-i02/2022.P264, and Fundação para Ciência e Tecnologia (FCT), Project "RE-CYCL3D—Recycled Aggregates for 3D Printed Concrete Structures" references ERA-MIN3/0001/2021 and ERA-MIN3/0002/2021.

REFERENCES

[1] Aslam MS, Huang B, Cui L. Review of construction and demolition waste management in China and USA. J Environ Manag. 2020;264:110445. https://doi.org/10.1016/J.JENVMAN.2020.110445.

[2] Robayo-Salazar R, Vargas A, Martínez F, Mejía de Gutiérrez R. Utilization of powders and fine aggregates from the recycling of construction and demolition waste in the 3D printing of Portland-based cementitious materials. Clean Mater. 2024;11: 100234. https://doi.org/10.1016/J.CLEMA.2024.100234.

[3] Abdel-Shafy HI, Mansour MSM. Solid waste issue: sources, composition, disposal, recycling, and valorization. Egypt J Pet. 2018;27(4):127590. https://doi.org/10.1016/J.EJPE.2018.07.003.

[4] Aguome NM, Alaneme GU, Olaiya BC, Lawan MM. Evaluation of lean construction practices for improving construction project delivery. Case study of Bushenyi District, Uganda. Cogent Eng. 2024;11:1. https://doi.org/10.1080/23311916.2024.2365902.
[5] Zhang H, Xiao J, Duan Z, Zou S, Xia B. Effects of printing paths and recycled fines on drying shrinkage of 3D printed mortar. Constr Build Mater. 2022;342: 128007. https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2022.128007.
[6] Vanderhorst HR, Suresh S, Renukappa S, Heesom D. Strategic framework of Unmanned Aerial Systems integration in the disaster management public organisations of the Dominican Republic. Int J Disaster Risk Reduct. 2021;56: 102088. https://doi.org/10.1016/J.IJDRR.2021.102088.
[7] Sun B, Zeng Q, Wang D, Zhao W. Sustainable 3D printed mortar with CO2 pretreated recycled fine aggregates. Cem Concr Compos. 2022;134: 104800. https://doi.org/10.1016/J.CEMCONCOMP.2022.104800.
[8] Ma G, Salman NM, Wang L, Wang F. A novel additive mortar leveraging internal curing for enhancing interlayer bonding of cementitious composite for 3D printing. Constr Build Mater. 2020;244: 118305. https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2020.118305.
[9] Tošić N, Torrenti JM, Sedran T, Ignjatović I. Toward a codified design of recycled aggregate concrete structures: Background for the new fib Model Code 2020 and Eurocode 2. Structural Concrete. 2021;22:2916– 38. https://doi.org/10.1002/suco.202000512.
[10] Skibicki, S., Federowicz, K., Hoffmann, M., Chougan, M., Sibera, D., Cendrowski, K., Techman, M., Pacheco, J. N., Liard, M., & Sikora, P. (2024). Potential of reusing 3D printed concrete (3DPC) fine recycled aggregates as a strategy towards decreasing cement content in 3DPC. *Materials, 17*(11), 2580. https://doi.org/10.3390/ma17112580
[11] Xiao J, Zou S, Yu Y, Wang Y, Ding T, Zhu Y, et al. 3D recycled mortar printing: System development, process design, material properties and on-site printing. Journal of Building Engineering. 2020;32:101779. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2020.101779
[12] CEN (European Committee for Standardization). (2012). EN 933-1:2012 – Tests for geometrical properties of aggregates – Part 1: Determination of particle size distribution (sieving method). Brussels: European Committee for Standardization
[13] CEN (European Committee for Standardization). (1994). *EN 196-5:1994 – Methods of testing cement – Part 5: Pozzolanicity test for pozzolanic cement*. Brussels: European Committee for Standardization.
[14] AFNOR (Association Française de Normalisation). (2012). *NF P18-513 – Additions for concrete – Metakaolin – Specifications and conformity criteria (Chapelle test)*. Paris
[15] CEN (European Committee for Standardization). (2005). *EN 450-1:2005 + A1:2007 – Fly ash for concrete – Definition, specifications and conformity criteria*. Brussels: European Committee for Standardization
[16] ASTM International. (2022). ASTM C939/C939M-22: Standard test method for flow of grout for preplaced-aggregate concrete (flow cone method). West Conshohocken, PA: ASTM International.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Incremento de ductilidade através de uma rótula plástica de betão armado, por redução de secção

António Bettencourt Ribeiro[(1)] e Sofia Real [(1)]

[(1)] LNEC – Laboratorio Nacional de Engenharia Civil, Portugal

RESUMO

A necessidade de novas infraestruturas a um ritmo acelerado tem feito crescer o interesse pela construção modular. Este tipo de construção implica em geral um número acrescido de ligações entre elementos estruturais. Em Portugal, a ação sísmica é muitas vezes condicionante no dimensionamento de estruturas de betão armado, sendo a resistência e a ductilidade das ligações um aspeto condicionante nas soluções a adotar. Neste estudo, avalia-se a eficiência de incremento da ductilidade de uma ligação através de um método que consiste na redução da secção e aumento da área de armaduras, de modo a reduzir a inércia sem diminuição da capacidade resistente. Para o efeito, utilizou-se uma viga simplesmente apoiada, produzida com um betão autocompactável de elevada resistência, sujeita a uma carga pontual. A relação entre a carga aplicada e a flecha obtida foi determinada experimentalmente, tendo a curva resultante sido comparada com estimativas por aplicação de um modelo simples do CEB. Os resultados obtidos permitem constatar que a introdução deste tipo de singularidades permite incrementar significativamente a ductilidade dos elementos de betão armado, as quais, se possíveis de implementar, podem ser uma ferramenta útil para incrementar a capacidade resistente aos sismos das estruturas, por exemplo, através do uso da redistribuição de esforços associada à formação de rótulas plásticas.

PALAVRAS-CHAVE: Ductilidade, Betão armado, Rótula plástica.

1.- INTRODUÇÃO

O forte crescimento da população mundial que ocorreu nas últimas décadas traduz-se atualmente num número de seres humanos superior a 8 mil milhões, prevendo-se que em 2055 possa atingir 10 mil milhões [1]. Ao desenvolvimento tecnológico esperado, associa-se aumento de produtividade e com ele melhoria do bem-estar. Este processo é acompanhado da necessidade do aumento da quantidade de infraestruturas, entre as quais as que são produzidas através de materiais cimentícios [2].Para tal, para além de maior eficiência por motivos de sustentabilidade, é necessário o incremento da velocidade de construção. Neste sentido, tem-se assistido a um maior interesse pela construção através de estruturas modulares. Este tipo de construção implica em geral um número acrescido de ligações entre elementos estruturais. Em Portugal, e noutros países mais suscetíveis aos

efeitos dos movimentos das placas tectónicas, a ação sísmica é muitas vezes condicionante no dimensionamento de estruturas de betão armado, sendo a resistência e a ductilidade das ligações um aspeto condicionante nas soluções a adotar.

As ligações entre elementos estruturais de betão armado que não necessitem de introdução de conetores metálicos ou dispositivos de ligação com outros materiais, apresentam potencial acrescido para serem utilizadas em construções onde se exigem períodos de vida útil alargados, face à resistência que o betão armado apresenta ao ataque pelos agentes agressivos ambientais, particularmente aqueles que apresentam elevado desempenho.

O elevado desempenho encontra-se normalmente associado uma alta resistência e um comportamento mais frágil, o oposto do que se pretende numa estrutura com comportamento dúctil. Esta maior fragilidade do betão de elevada resistência pode ser contraposta por uma solução estrutural mais esbelta, e, portanto, mais deformável. No entanto, para o incremento da deformabilidade existem também limitações, por exemplo, associadas à sensação de insegurança.

Como nos betões de elevada resistência a extensão última do betão à compressão é mais reduzida, a resistência de uma secção de betão armado em flexão pura, se condicionada por esta característica do betão, apresenta maiores limitações na curvatura, ou seja, mesmo fazendo uso do comportamento plástico, o ganho associado à resistência tem pouca influência na capacidade de absorver esforços associados a deformações impostas.

Portanto, é necessário recorrer a outra abordagem para compatibilizar o ganho da resistência com a aplicação em regiões sísmicas.

Este estudo tem cariz exploratório, não pretendendo, na fase atual do conhecimento, propor conceções diferentes para as estruturas, mas apenas apresentar resultados que evidenciem o potencial de exploração de soluções que, atualmente, apesar de não poderem ser utilizadas face ao enquadramento regulamentar, são merecedoras de investigação.

2.- CONCEITO EM ANÁLISE

Numa estrutura porticada hiperestática, onde os elementos são lineares e modelados através de um material homogéneo e isótropo de comportamento elasto-plástico perfeito, admitindo deformação em secções planas e a hipótese dos pequenos deslocamentos, em que se processa um incremento de carga ou deformação imposta, a partir do nível de esforços que impliquem que nas seções existam fibras onde se atingiu o limite elástico, a rigidez dessas seções diminui. Essa redução de rigidez tem implicações na distribuição de esforços. Para ações que impliquem plastificação de fibras, a distribuição de esforços para um dado nível de carga ou deformação imposta pode ser entendida como o que resulta de um cálculo elástico seguido de uma redistribuição de esforços.

Numa secção fictícia, sujeita a flexão pura, onde todas as fibras estivessem em fase plástica, podia provocar-se um incremento da curvatura nessa secção com um incremento de carga infinitesimal, ou seja, seria uma rótula plástica perfeita. Não estando nesse caso extremo, a

rotação numa seção onde se tenha atingido alguma plastificação de fibras faz-se com rigidez menor do que em fase elástica.

Em dimensionamento aos estados limites últimos de uma secção de betão armado sujeita a flexão, é normal desprezar a contribuição do betão à tração e considerar apenas a componente em compressão. Na realidade, nos elementos de betão armado, para além da função de proteção das armaduras, o betão desempenha várias outras funções na secção, nomeadamente permite a extensão no aço em tração, por aderência, impede a encurvadura do aço em compressão enquanto não é esmagado, permite que se admita o comportamento em secções planas, pela resistência ao deslizamento entre fibras vizinhas.

Assim, é possível tirar melhor partido da elevada resistência através da redistribuição de esforços em secções críticas, ou através do confinamento das zonas da secção onde se ultrapassa a extensão última. A primeira delas é já admissível com a regulamentação atual, mas a segunda exige uma comprovação de que essa violação dos códigos em vigor é compatível com a filosofia de segurança subjacente a esses códigos. Neste enquadramento, este estudo não é mais do que um contributo para a pertinência de estudar a viabilidade do conceito.

Dada a complexidade da abordagem analítica de elementos com rótulas plásticas [3-6], optou-se pela avaliação do comportamento em base experimental, deixando a estimativa analítica para o caso mais simples de avaliação do elemento sem rótula plástica.

3.- ELEMENTO ESTRUTURAL UTILIZADO

Em face do objetivo do estudo, utilizou-se um pequeno prisma de betão armado, com envolvente exterior de 150 mm x 150 mm x 600 mm, sendo que na parte central do prisma, a secção passa de 150 mm x 150 mm (secção corrente) para 150 mm x 110 mm (secção reduzida), num troço longitudinal de 40 mm, para simular um nó no elemento (Figs 1 e 2).

O prisma de betão está armado de forma simétrica, quer no que respeita à armadura na secção como no desenvolvimento do longitudinal do elemento estrutural. A armadura longitudinal é constituída por 6 varões de 8 mm de diâmetro, que são interrompidos no troço de 40 mm com secção reduzida, na qual se encontram 4 varões de 10 mm de diâmetro, os quais se desenvolvem também na secção corrente. A armadura transversal só existe na zona de secção corrente, nos dois troços de 280 mm, sendo formada por dois conjuntos de 6 estribos de 4 ramos, de varões de 3 mm de diâmetro, afastados entre si de 50 mm.

Este elemento foi sujeito à flexão, configurando um modelo simplesmente apoiado com vão de 500 mm, posicionado de modo que a secção reduzida tivesse uma largura de 150 mm e uma altura de 110 mm, de eixo longitudinal coincidente com o eixo longitudinal da secção corrente. A carga aplicada foi uma força concentrada vertical a meio vão, ou seja, distanciada dos apoios em 250 mm.

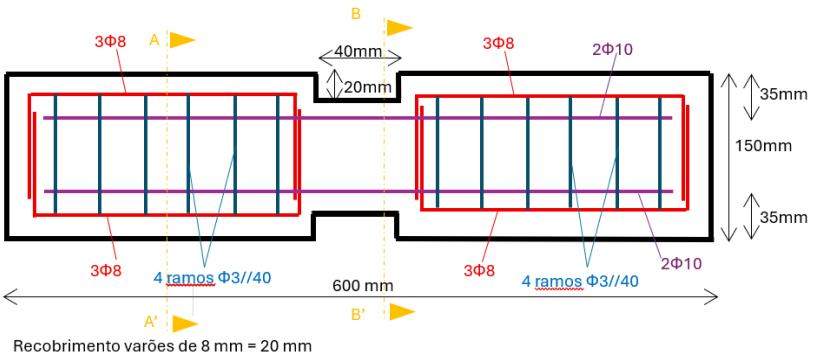


Figura 1. Esquema do corte longitudinal no prisma 150 mm x 150 mm x 600 mm

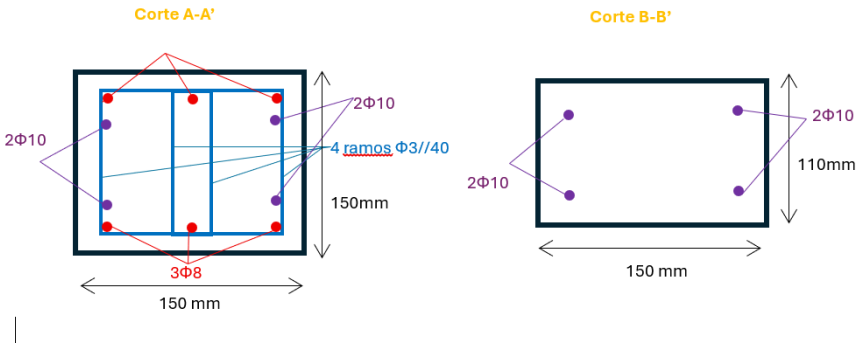


Figura 2. Esquema dos cortes transversais A-A' e B-B' do prisma da Figura 1

O betão utilizado no fabrico do prisma foi um autocompactável, com 800 mm de espalhamento, com uma máxima dimensão do agregado de 16 mm.

4.- ENSAIOS E RESULTADOS

Aos 28 dias de idade, foram ensaiados à compressão (NP EN 12390-3 2021) 3 provetes cúbicos de betão com 100 mm de aresta. O resultado médio obtido foi 97,7 MPa. Com este valor estimou-se o módulo de elasticidade do betão em 25 GPa, com base na expressão analítica apresentada na norma NP EN 1992-1-1 (2010), corrigida por k_p, Eq. (1),

$$E_{\mathrm{cm}} = 22 \times \left[\frac{f_{cm}}{10}\right]^{0,3} \times k_p \qquad (1)$$

onde E_{cm} é o módulo de elasticidade do betão (GPa), e f_{cm} é a resistência à compressão do betão obtida em provetes cilíndricos moldados com 150 mm de diâmetro e 300 mm de altura, e k_p um coeficiente de correção para ter em conta a composição do betão, em particular o tipo de agregados e um elevado teor de pasta cimentícia. O valor de f_{cm} foi estimado a partir dos resultados dos ensaios de compressão em provetes cúbicos, multiplicando o valor obtido por 0,85, para reportar aos provetes cilíndricos. O valor de k_p foi obtido a partir do ensaio de carga realizado, designadamente as deformações em estado fissurado (Estado II).

A curva entre a força aplicada e a flecha foi obtida num equipamento cumprindo o especificado na norma EN 14488-3 (2023). A carga foi aplicada por três vezes consecutivas. Na Fig. 3, apresentam-se as três curvas com a relação entre a força aplicada e a deformação vertical a meio vão. Nas primeira e segunda cargas, o ensaio foi interrompido na deformação de 3 mm, e na terceira carga prolongou-se o ensaio até a deformação atingir 5 mm.

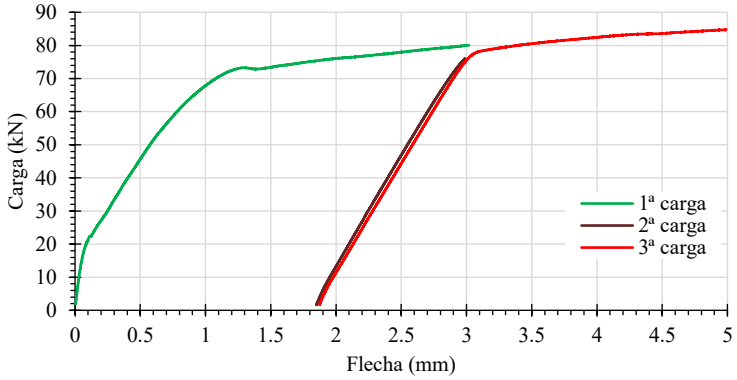


Figura 3. Curva experimental Carga-Flecha

5.- ANÁLISE

Observando a Fig. 3, constata-se que na 1ª carga (linha a verde) se distinguem essencialmente 3 fases: a primeira em regime elástico (Estado I), que antecede a fissuração do betão quando a tensão de tração supera a resistência à tração na fibra extrema na secção 150x110, de meio vão; a segunda fase de transição, com rigidez decrescente até atingir a rigidez do Estado II; a terceira fase, para cargas mais elevadas, que envolve plastificação do betão e das armaduras. No intervalo de deformação entre 1,5 e 3,0 mm, a rigidez mantém-se aproximadamente constante, sugerindo que ela advém essencialmente das armaduras, na fase após a tensão de cedência.

Na 2ª carga (curva a acastanhado), que denota a existência de plastificação correspondente a flecha de cerca de 1,8 mm, apresenta sob carga um comportamento aproximadamente linear, que corresponde principalmente a rigidez em Estado II, para um variação de flecha

de cerca de 1,2 mm (flecha total de 3 mm), o que é coerente com o comportamento observado na 1ª carga.

Na 3ª carga (curva a vermelho), como esta se iniciou com flecha também de cerca de 1,8 mm, infere-se que na 2ª carga não ocorreu plastificação significativa. Procedeu-se então a um incremento de flecha em cerca de 3,2 mm, até atingir uma flecha total de 5 mm. Constata-se que na flecha acima de 3 mm, volta a ocorrer plastificação, com rigidez semelhante ao patamar de plastificação da 1ª carga, ou seja, sugerindo que, na 1ª carga, a continuação do incremento da deformação faria com que as curvas a verde e a vermelho se iriam sobrepor.

A ductilidade de um elemento pode ser avaliada através da curva entre a força aplicada e a deformação resultante, pelo valor da área delimitada pela própria curva e pelo eixo que representa a deformação, fornecendo a soma da energia elástica acumulada com a energia plástica dissipada, desprezando a viscosidade face ao curto espaço de tempo do ensaio.

Para a avaliar o efeito na ductilidade de um elemento pela inclusão de um nó mais deformável, simulado através de uma redução de secção, como atrás indicado, pode efetuar-se uma comparação das curvas força-deformação obtidas no elemento com e sem esse nó.

Uma estimativa da curva força-deformação de uma viga de betão armado de secção constante, ou seja, sem a existência de um nó mais deformável, sujeita a flexão simples e desprezando a deformação por corte, pode recorrer-se a métodos analíticos, como o apresentado num documento do CEB [7], para a determinação da flecha (a) fazendo a integração das curvaturas média das seções e aplicando o princípio dos Trabalhos Virtuais Eq. (2),

$$\mathrm{a} = \int \frac{1}{r_m} \times \bar{M}\ dx \tag{2}$$

onde r_m é o raio de curvatura médio da secção e $\overline{M}$ é o momento fletor provocado por uma força unitária na direção do deslocamento. A curvatura média é obtida por ponderação das curvaturas em Estado I e em Estado II, pela Eq. (3),

$$\frac{1}{r_m} = \frac{1}{r_I} \times (1-\zeta) + \frac{1}{r_{II}} \times \zeta\ ;\quad \left(\zeta = 1 - \beta_1 \times \beta_2 \times \left(\frac{M_r}{M}\right)^2\right) \tag{3}$$

onde β_1 e β_2 são, respetivamente, um coeficiente para ter em conta a qualidade da aderência do betão ao aço e outro coeficiente para ter em conta a duração do carregamento. M_r e M são, respetivamente, o momento fletor que provoca a fissuração do betão e o momento fletor na secção. Note-se que, naturalmente, ζ é igual a zero se o momento fletor na seção for inferior a M_r. Para uma primeira carga de curto período, como é o caso do ensaio em causa, as curvaturas em Estado I e em Estado II, são dadas pela Eq. (4),

$$\frac{1}{r_I} = \frac{1}{r_c} \times K_{s1} \; ; \; \frac{1}{r_{II}} = \frac{1}{r_c} \times K_{s2} \tag{4}$$

onde r_c é o raio de curvatura elástico da secção de betão e K_{s1} e K_{s2} são coeficientes que corrigem a curvatura, respetivamente no Estado I e Estado II, pela presença de armaduras.

Na Fig. 4, para uma carga até 60 kN, ou seja, considerando apenas a fase de comportamento elástico linear do aço, apresenta-se a curva estimada analiticamente admitindo uma viga de secção constante 150 mm x 150 mm, armada longitudinalmente apenas com 6 varões de 8 mm de diâmetro (na legenda, Teórico – sem junta), e a curva obtida experimentalmente (na legenda, Ensaio), relativa aos resultados do ensaio no prisma de betão. Apresenta-se ainda na Fig.4 a curva estimada analiticamente para prisma de betão (na legenda, Teórico com junta), bem como as curvas estimadas relativas a comportamento em Estado I (na legenda, Teórico – Estado I) e em Estado II (na legenda, Teórico – Estado II).

Note-se que o prisma de betão apresenta uma redução de secção a meio vão, com interrupção da armadura longitudinal relativa de seis varões de 8 mm, com alteração da armadura para 4 varões de 10 mm de diâmetro, num comprimento de 40 mm.

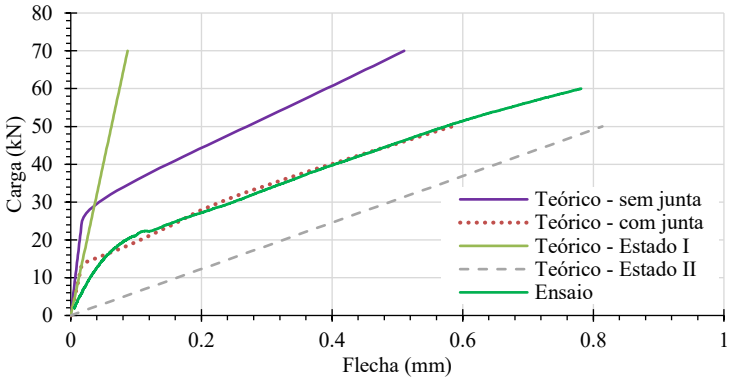


Figura 4. Curvas Carga-Flecha para a primeira carga, em fase elástica do aço

Determinando as áreas correspondentes às energias para a curva estimada sem a redução de secção e para a curva experimental, delimitada pela carga superior de 60 kN, conclui-se que existe um aumento de energia de 56 %, ou seja, existe um aumento de ductilidade significativo na viga pela redução de seção implementada.

O comportamento da viga para níveis de carga superiores, evidenciado na Fig.3, mostra que a exploração do incremento de ductilidade na fase plástica apresenta elevado potencial acrescido. A estabilidade do comportamento em Estado II e o extenso patamar plástico observado, mostra que a rotura frágil do betão de elevada resistência pode ser compatível com comportamento dúctil de elementos de betão armado. Embora não seja objeto deste estudo, julga-se que, para zonas confinadas como o troço central da viga, não existe contradição nesta aparente dicotomia, atendendo ao padrão de rotura do betão de elevada

resistência, menos propenso a fissuração disseminada, que permite manter a integridade do elemento mesmo para extensões elevadas no betão.

4.- CONCLUSÕES

Este estudo apresentou os resultados de um ensaio em viga de betão armado onde se procedeu a uma redução de secção num troço, com vista a simulação de uma rótula plástica.

Observou-se, por um lado, aumento da ductilidade em fase elástica dos materiais, e, por outro, integridade do elemento para níveis de deformação elevados, em fase plástica dos materiais.

Constatou-se, assim, que a utilização de betão de elevada resistência é compatível com a execução de elementos de ductilidade elevada, apontando para utilidade em prosseguir o estudo para análise de comportamento dinâmico de ligações com recurso a este tipo de betão.

AGRADECIMIENTOS

Este artigo foi desenvolvido no âmbito do Pacto de Inovação “R2UTechnologies - modular systems” (C644876810-00000019), pelo Consórcio “R2UTechnologies”, cofinanciado pelo NextGenerationEU, através do investimento “Agendas para a Inovação Empresarial” do Plano de Recuperação e Resiliência (PRR).

REFERÊNCIAS

[1] O’Sullivan, J.N., 'Demographic Delusions: World Population Growth Is Exceeding Most Projections and Jeopardising Scenarios for Sustainable Futures', World 2023, 4, 545–568. https://doi.org/10.3390/world4030034.

[2] Environment, U.N., Scrivener, K.L., Jonh V. M., Gartner, E.N, 'Eco-efficient cements: Potential economically viable solutions for a low-CO_2', Cement and Concrete Research 114 (2018) 2–26.

[3] Zhao X.M., Wu, Y.F., Leung, A.Y.T., 'Analyses of plastic hinge regions in reinforced concrete beams under', Engineering Structures 34 (2012) 466–482.

[4] Pokhrel, M.,, Bandelt, M.J., 'Plastic hinge behavior and rotation capacity in reinforced ductile concrete', Engineering Structures 200 (2019) 109699.

[5] Guan, D. Chen, Z., Liu, J., Lin, Z., Guo, Z. - 'Seismic performance of precast concrete columns with prefabricated UHPC', Engineering Structures 245 (2021) 112776.

[6] Almeida, J.A., Bandelt, M.J., 'Plastic hinge length in reinforced HPFRCC beams and columns', Engineering Structures 315 (2024) 118345.

[7] CEB, Manual on Cracking and Deformations, Bulletin D'Information - Q158-E, Construction Press, 1985.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Medidas de resistividad con cuatro y con dos electrodos: estudio experimental y numérico

Antonio Diéguez[(1)], Belén Díaz[(1)], X. Ramón Nóvoa[(1)], Carmen Pérez[(1)], Vincent Vivier[(2)], Youssef Kharchouf[(2)]

[(1)] CINTECX, Universidade de Vigo, EEI, grupo ENCOMAT, 36310 Vigo, España.
[(2)] Sorbonne Université, CNRS, LRS, 4 Place Jussieu, F-75005 París, Francia.

RESUMEN

La técnica más habitual para la medida de la resistividad en hormigón se fundamenta sobre el método de Wenner. En él, cuatro electrodos equidistantes (distancia a) se colocan alineados sobre la superficie del elemento a evaluar. La corriente circula entre los dos electrodos externos y se mide la diferencia de potencial entre los interiores. El cálculo de la resistividad se realiza teniendo en cuenta el factor geométrico $2\pi a$. Un punto crítico es la precisión de las puntas de medida. Los valores de la resistividad se van a ver afectados por diversos factores: la geometría de la pieza, la presencia de refuerzos metálicos embebidos o la efectividad del contacto entre los electrodos y la superficie.

Este estudio presenta los resultados obtenidos en piezas de mortero de $25 \times 26 \times 10\ [cm]$, con y sin refuerzos metálicos. Se incluye la comparativa de los ensayos con otros realizados con dos electrodos, basados en la metodología establecida por Newman, que explora el concepto de distancia infinita. Se discute, para dos y cuatro electrodos, la influencia de la posición de medida respecto al borde de la pieza, el efecto de la distancia entre electrodos y la influencia de barras de refuerzo en el entorno. Se incorpora también un análisis numérico por elementos finitos simulando las medidas realizadas con dos y cuatro electrodos empleando *COMSOL Multiphysics®*. De esta forma, se discute cómo varía en ambas metodologías la resistividad aparente según la presencia de refuerzos metálicos y proximidad de la posición de medida a los bordes de la muestra.

PALABRAS CLAVE: resistividad, 4 electrodos, 2 electrodos, simulación.

1.- INTRODUCCIÓN

La corrosión de los refuerzos en estructuras de hormigón armado es una de sus principales causas de deterioro. Este fenómeno se ha estudiado desde hace décadas [1–3]. Para monitorizar su estado, se ha experimentado con diversas técnicas [4]. Actualmente, una de las más empleadas, es el control de la resistividad [5] empleando 2 o 4 electrodos, por ser técnicas no destructivas [6,7]. Pero tienen ciertas limitaciones asociadas esencialmente a la anisotropía intrínseca del material [8].

Ambos métodos presuponen un tamaño "infinito" para las muestras a estudiar, lo que indica que en muestras de pequeño tamaño los resultados pueden desviarse de lo esperable [9]. Además, con 2 puntas se introduce el efecto de la interfase electrodo-muestra [10] y, si hay refuerzos metálicos, la respuesta con 4 puntas se ve alterada por su polarización [11]. Una polarización condicionada tanto por el tamaño relativo de la muestra como por su orientación respecto al campo eléctrico aplicado [12]. Además, si hay corrosión, la conductividad de los óxidos es otro factor modificador [13]. En este artículo se pretende analizar, comparando resultados experimentales y simulación numérica, cómo la presencia de estos elementos metálicos modifica las medidas de resistividad de 2 y de 4 electrodos.

2.- PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

2.1.- Preparación de muestras

Se preparan 3 muestras de mortero (B, 1, 2) con una mezcla de cemento Portland CEM I (UNE-EN 197-1) y arena (DIN EN 196-1) en proporción 1/3 con ratio a/c de 0.5, introducida en moldes de $25 \times 26 \times 10$ cm. Los ejes quedan nombrados como: L0 (normal a la superficie 26×25), L1 (normal a la superficie 25×10) y L2 (normal a la superficie 26×10). Previo al vertido de la mezcla, en dos moldes (1 y 2) se instalan corrugados de acero de 1 cm de diámetro y 35 de largo (Figura 16), sobresaliendo 5 cm por margen, con un encintado en el borde de 6 cm (3 quedan embebidos y 3, exteriores) para delimitar la superficie activa. La muestra B no presenta elementos de refuerzo. Tras 24 horas en un

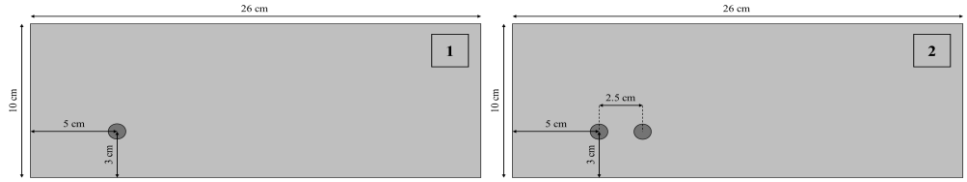


Figura 16.- ***Posición de las barras corrugadas en las probetas preparadas en***

ambiente controlado (RH 100 %, 21 ºC), se desmoldan y reposan 28 días en las mismas condiciones.

2.2.-Electroscopía de impedancia (EIS)

Las medidas de impedancia se realizan con un potenciostato Autolab-PGSTAT 30 desde 100 kHz a 10 mHz con 5 frecuencias por década. Los electrodos son de acero, de base circular (radio de 1.5 mm) e impregnados en gel conductor (KCl) para asegurar un buen contacto iónico. Se hacen medidas de referencia con electrodos de grafito, colocándolos en caras opuestas y que cubren toda su superficie, asegurando el contacto mediante esponjas humedecidas en una disolución 0.1 M de NaCl. El estímulo eléctrico que se aplica es un potencial de $V = 10\ mV$.

Para calcular la resistividad, ha de dimensionarse la impedancia *Z* medida. Con 4 puntas según el método simplificado de Wenner (Ec. (1)), dependiente de la distancia entre electrodos *a* [6]. El método de 2 puntas, en cambio, se basa en la Ec. (2) desarrollada por

Newman para la resistencia de un disco en un medio de resistividad ρ y a una de distancia infinita del contraelectrodo [14], siendo aquí el factor geométrico el radio r de los electrodos.

$$\rho = 2 \cdot \pi \cdot a \cdot Z \quad (1)$$

$$\rho = 2 \cdot r \cdot Z \quad (2)$$

Se realizan medidas empleando tanto Wenner como 2 puntas en 9 posiciones delimitadas en una de las caras normales al eje L0. Los electrodos, dispuestos en línea, están centrados y en la misma dirección de los refuerzos. Las posiciones de medida están a distancias entre sí de 2.5 cm, y la primera, a 2.5 cm del extremo. En la Figura 16, la distancia 0 se sitúa en el margen superior izquierdo de la probeta, por lo que las barras están a una profundidad de 7 cm.

3.- RESULTADOS

3.1.- Análisis: Influencia del tipo de medida y disposición de los electrodos

La muestra B, sin barras de refuerzo, se toma como referencia. Al considerarse simétrica, solo se ensaya en las posiciones de la 1 a la 5 con 4 y 2 puntas. Los valores de resistividad se obtienen en el rango de 5 a 1 kHz. La Figura 17a muestra que la medida con 2 puntas es prácticamente insensible a la posición de las puntas (cerca del borde o en el centro), con desviaciones del 2 al 5% del valor medido (de 4.85 a 4. 97 $k\Omega \cdot cm$ frente a 4.75 $k\Omega \cdot cm$).

Por su parte, la distribución de 4 puntas (Wenner), que corresponde a la Figura 17b, muestra dependencia importante tanto de la distancia entre puntas como de la posición del sensor, con las desviaciones mayores cerca del borde. Este resultado es el esperable dada la condición de "infinito" antes mencionada, que se cumplirá tanto mejor cuanto más alejado del borde. a=2 cm parece ser la menor distancia entre puntas con resultados consistentes.

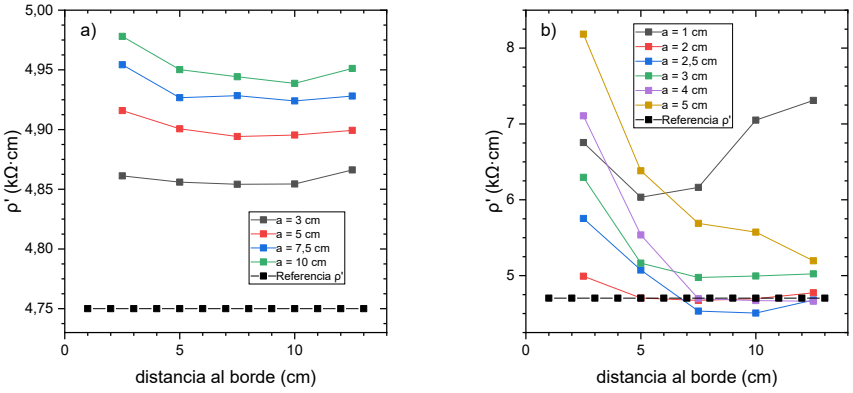


Figura 17.- Resistividad sobre distancia a borde (referencia medida sobre caras normales a L1) en probeta B, sin refuerzos. **a)** 2 puntas. **b)** Wenner.

3.2.- Influencia de barras de refuerzo

La presencia de barras de refuerzo induce la aparición de arcos capacitivos en ambos tipos de medida. La diferencia es el punto donde se mide el potencial. Con Wenner, los electrodos inyectores de corriente no tienen influencia en la impedancia registrada al medir solamente la caída de potencial entre las puntas internas, afectada por la entrada de corriente en las barras (resistencia de polarización y capacidad de doble capa). Con 2 electrodos el potencial se mide en las puntas, por lo que, además del efecto de las barras, hay el de las dos interfases.

Si la frecuencia es lo suficientemente alta como para cortocircuitar la resistencia de polarización de las interfases, la impedancia a esa alta frecuencia con 2 puntas debe permitir calcular la resistividad vía la Ec. (2). Es el caso de la Figura 18a u 3b a 35 kHz; sin embargo, la medida de 4 puntas dará un límite a alta frecuencia que viene afectado por la resistencia en paralelo de la interfase con la armadura y no es útil para obtener la resistividad. Se ve en la Figura 18a y 3b cómo ese límite es inferior al de la medida de 2 electrodos, aunque las distribuciones de corriente son idénticas, como se verá más adelante.

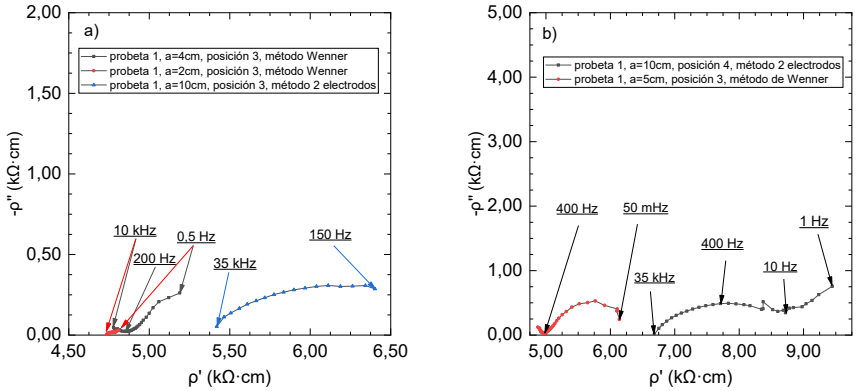


Figura 18.- Diagrama de Nyquist muestra 1. **a)** Wenner: a=2, 4 cm, 2 puntas: a=10 cm, pos. 3. **b)** Aparición de arco con Wenner y recta a 45º con 2 electrodos.

La Figura 19 muestra los valores de resistividad aparente de las probetas 1 y 2 con 4 puntas. Al comparar los resultados con los obtenidos en la probeta B, en las medidas más cercanas a las barras se corrobora su efecto sobre la resistividad aparente cuando *a* es lo suficientemente grande, haciendo que su valor mengüe con respecto a los valores de la muestra B. De la misma forma, su efecto se ve acrecentado cuando la distancia entre los electrodos es mayor.

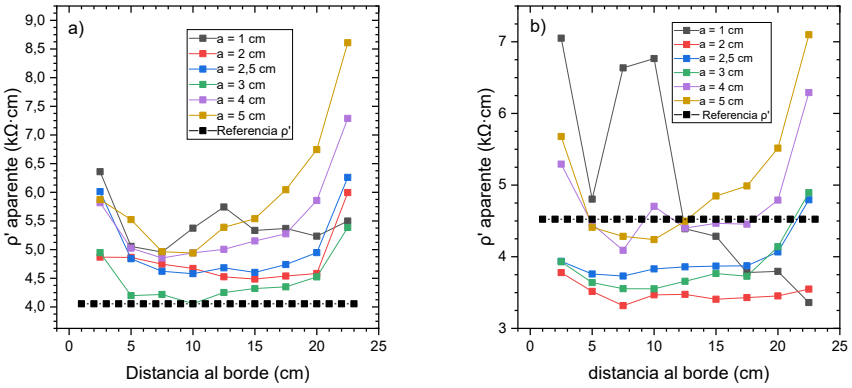


Figura 19.- Resistividad aparente con 4 electrodos. **a)** Probeta 1. **b)** Probeta 2.

4.- SIMULACIÓN NUMÉRICA

Se crean modelos numéricos simplificados de las probetas empleando el software *COMSOL Multiphysics® 6.2*. Los modelos se crean despreciando la interfase electrodos-mortero. Las barras se generan como prismas ortogonales y el flujo de corriente normal a las superficies $(n \cdot J)$ es nulo (Ec. (3)). Las conductividades de los materiales siguen la 'Ec. (4)' y la interfase, σ_i, la Ec. (5).

$$n \cdot J = 0 \tag{3}$$

$$\sigma_{el} = \sigma_0 + j\omega\varepsilon_r\varepsilon_0 \tag{4}$$

$$\sigma_i = {R_{int}}^{-1} + j\omega C_{dl} \tag{5}$$

Mortero y barras se definen por su capacitancia σ_0 (1/4750 y 1E7 $[\Omega^{-1} \cdot cm^{-1}]$) y su permitividad relativa ε_r (15 y 1). ε_0 es la permitividad en el vacío ($8.85 \cdot 10^{-14}$ $[F \cdot cm^{-1}]$). La interfase la define la resistencia a la movilidad iónica en el área interfacial, R_{int} (50 $[\Omega \cdot cm^2]$) y la capacidad de la doble capa C_{dl} (0.5 $[\mu F/cm^2]$). La unidad imaginaria $\left(\sqrt{-1}\right)$ es j.

4.2.- Simulación de medidas en muestra de referencia B

Se simula la probeta B (Figura 20). Con 4 puntas, la resistividad cerca del borde crece, y esto es más notable a mayor a, fenómeno imperceptible con 2 puntas. En ambos casos, la resistividad, en general, sí aumenta al incrementar a, aunque con 2 puntas el efecto es claramente menor, no superando el 5% de desviación en los casos más críticos (frente al 111% con la metodología de 4 puntas que puede apreciarse en la medida más próxima al extremo de las probetas).

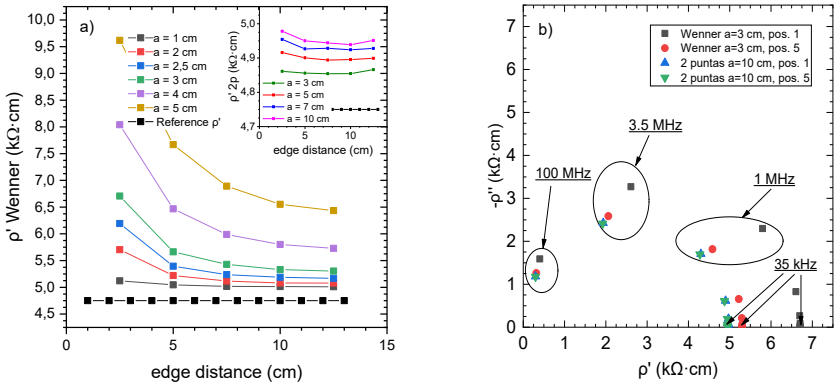


Figura 20.- a) Resistividad simulada de probeta B con 4 y 2 puntas. **b)** Diagrama de Nyquist de simulaciones de medidas empleando Wenner y 2 puntas sobre probeta B.

Estos valores confirman (pese a tratarse de un modelo simplificado) las tendencias obtenidas en los datos experimentales. Pese a ello, también señalan lo difícil de realizar análisis fiables en campo mediante estas técnicas. Existe una variabilidad, incluso en condiciones controladas, que afecta a los resultados.

4.3.- Simulación de medidas en muestras con refuerzos, 1 y 2

Se simulan las probetas y la medida de resistividad con 4 y 2 puntas. La presencia de barras a igual rango de frecuencia se aprecia con 4 puntas, y aumenta a mayor distancia entre electrodos (Figura 21a). Con 2 puntas (Figura 21b) los resultados son muy similares a los obtenidos en la probeta sin refuerzos.

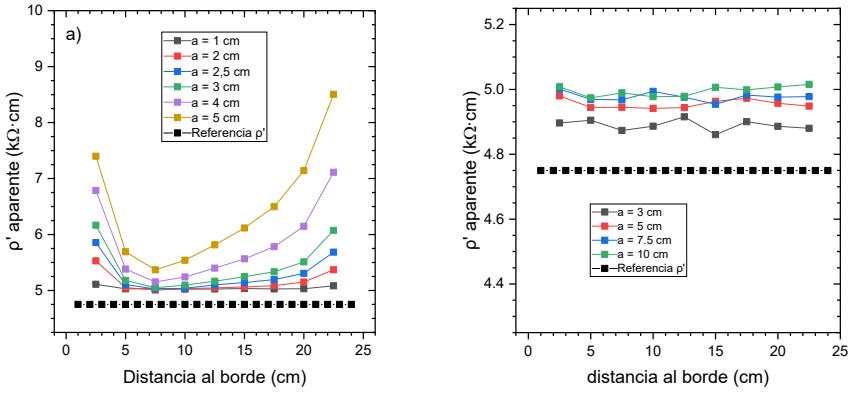


Figura 21.- Resistividad aparente en probeta 1 simulada. **a)** 4 puntas **b)** 2 puntas.

En la Figura 22a se aprecia como la resistividad aparente de las muestras medida en la misma posición empleando Wenner, decrece ante un aumento de barras de refuerzo. La Figura 22b, que compara las medidas de 4 y 2 puntas, confirma la hipótesis planteada con anterioridad.

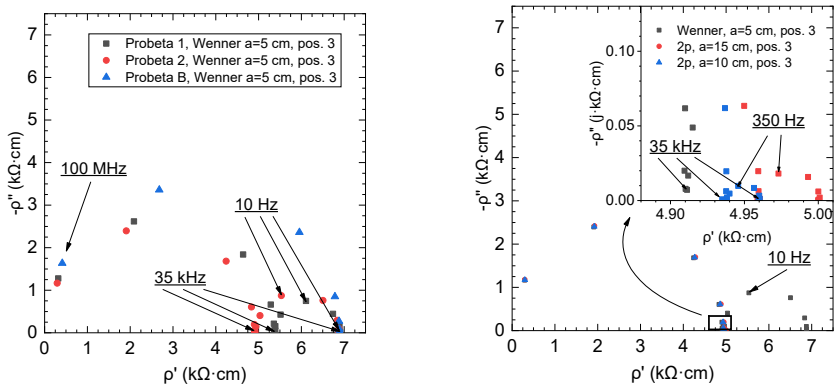


Figura 22.- Diagrama de Nyquist. a) Wenner en probetas 1, 2 y B en la posición 3 con distancia entre electrodos de 5 cm. b) Probeta 2 comparando 4 y 2 puntas.

Como las simulaciones se han llevado a cabo despreciando el contacto entre los electrodos y el mortero, en el diagrama de Nyquist no se aprecia un segundo arco capacitivo, que sí aparecía en los resultados experimentales. Ampliando la zona de cierre del arco capacitivo principal sí que pueden detectarse, pero son despreciables. Una respuesta mucho menor que la vista en laboratorio, lo que permite afirmar que, con la configuración de electrodos propuesta y la profundidad a la que se encuentran las barras, no se puede detectar su presencia mediante medidas de 2 electrodos.

CONCLUSIONES

Los resultados obtenidos permiten concluir que:

- Empleando el método de Wenner, la proximidad al borde de la muestra distorsiona las medidas de resistividad, haciéndola mayor. No sucede así con 2 puntas. Esto es debido a que los factores geométricos que limitan la distancia de impedancia infinita son diferentes y, por lo tanto, no comparables.
- Con 4 y 2 puntas, la distancia entre electrodos afecta al valor obtenido. Si crece *a*, también lo hace la resistividad aparente, aunque con el método de Wenner este efecto es mucho más acusado que con 2 puntas.
- La presencia de refuerzos metálicos mengua la resistividad aparente de la muestra al emplear 4 puntas para realizar las medidas. Para que se presente esta variación ha de asegurarse una distancia entre electrodos lo suficientemente grande en comparación con la profundidad a la que se encuentran las barras. El límite se marca en $2a$ = *profundidad*. Pese a ello, otros factores como el punto de medida respecto a los elementos metálicos también afectan a que puedan detectarse los refuerzos.
- Las medidas realizadas con 2 puntas son prácticamente insensibles a la presencia de refuerzos. La proporción entre el radio de los electrodos y la profundidad a la que se encuentran los elementos embebidos hacen tengan un efecto casi nulo en la resistividad aparente.

- Solo con 4 puntas es posible apreciar el efecto de la interfase con las barras (segundo arco capacitivo). Con 2 puntas, aunque pueda generarse una respuesta capacitiva a frecuencias bajas, esta no puede atribuirse a la presencia de refuerzos, sino a la propia interfase electrodo-mortero. Al ser el radio de los electrodos el factor limitante para aceptar que se está en un caso de impedancia infinita, a la profundidad a la que se encuentran los refuerzos no influyen en la resistividad, tal y como muestran las simulaciones realizadas.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a: *Ministerio de Ciencia, Innovación y Universidades* por financiar el proyecto PID2022-137096OB-I00, *Laboratoire de Réactivité de Surface* por ceder sus instalaciones y medios y *CINTECX* por aportar los fondos para la movilidad al congreso.

REFERENCIAS

[1] X. Fu, D.D.L. Chung, Effect of corrosion on the bond between concrete and steel rebar, Cem Concr Res 27 (1997) 1811–1815. https://doi.org/10.1016/S0008-8846(97)00172-5.

[2] T. Bellezze, M. Malavolta, A. Quaranta, N. Ruffini, G. Roventi, Corrosion behaviour in concrete of three differently galvanized steel bars, Cem Concr Compos 28 (2006) 246–255. https://doi.org/10.1016/J.CEMCONCOMP.2006.01.011.

[3] P. Novak, R. Mala, L. Joska, Influence of pre-rusting on steel corrosion in concrete, Cem Concr Res 31 (2001) 589–593. https://doi.org/10.1016/S0008-8846(01)00459-8.

[4] H.W. Song, V. Saraswathy, Corrosion Monitoring of Reinforced Concrete Structures – A Review, Int J Electrochem Sci 2 (2007) 1–28. https://doi.org/10.1016/S1452-3981(23)17049-0.

[5] C. Alonso, C. Andrade, J.A. González, Relation between resistivity and corrosion rate of reinforcements in carbonated mortar made with several cement types, Cem Concr Res 18 (1988) 687–698. https://doi.org/10.1016/0008-8846(88)90091-9.

[6] F. Wenner, A method for measuring earth resistivity, J Franklin Inst 180 (1915) 373–375. https://doi.org/10.1016/S0016-0032(15)90298-3.

[7] B. Díaz, B. Guitián, X.R. Nóvoa, C. Pérez, Conductivity assessment of multifunctional cement pastes by impedance spectroscopy, Corros Sci 185 (2021) 109441. https://doi.org/10.1016/J.CORSCI.2021.109441.

[8] H. Layssi, P. Ghods, A.R. Alizadeh, M. Salehi, Electrical resistivity of concrete, Concrete International 37 (2015) 41–46.

[9] I. Miccoli, F. Edler, H. Pfnür, C. Tegenkamp, The 100th anniversary of the four-point probe technique: the role of probe geometries in isotropic and anisotropic systems, Journal of Physics: Condensed Matter 27 (2015) 223201. https://doi.org/10.1088/0953-8984/27/22/223201.

[10] R. Wang, F. He, C. Chen, L. Dai, Evaluation of electrode-sample contact impedance under different curing humidity conditions during measurement of

AC impedance of cement-based materials, Sci Rep 10 (2020). https://doi.org/10.1038/s41598-020-74925-w.

[11] D.G. John, P.C. Searson, J.L. Dawson, Use of AC Impedance Technique in Studies on Steel in Concrete in Immersed Conditions, British Corrosion Journal 16 (1981) 102–106. https://doi.org/10.1179/000705981798275002.

[12] B. Díaz, A. Diéguez, C. Gil, M. González, X.R. Nóvoa, C. Paz, C. Pérez, High-frequency impedance measurements on cement paste loaded with steel fibres, Electrochim Acta 524 (2025) 146086. https://doi.org/10.1016/J.ELECTACTA.2025.146086.

[13] M. Keddam, X.R. Nóvoa, V. Vivier, The concept of floating electrode for contact-less electrochemical measurements: Application to reinforcing steel-bar corrosion in concrete, Corros Sci 51 (2009) 1795–1801. https://doi.org/10.1016/J.CORSCI.2009.05.006.

[14] J. Newman, Resistance for Flow of Current to a Disk, J Electrochem Soc 113 (1966) 501. https://doi.org/10.1149/1.2424003.

Estudio de la conductividad eléctrica sobre pastas de cemento con incorporación de diferentes residuos de fundición

Nuria Pereira, David Álvarez, Belén Díaz, X. Ramón Nóvoa y Aranzazu Pintos

CINTECX, Universidade de Vigo, EEI, Grupo ENCOMAT, 36310 Vigo, España.

RESUMEN

Este trabajo incluye el análisis mediante espectroscopía de impedancia electroquímica (EIE) para evaluar los cambios en la microestructura inducidos por esfuerzos de compresión en pastas de cemento fabricadas sin y con virutas metálicas, obtenidas del mecanizado en la industria de fundición. Las pastas de cemento contienen fibras con relación de aspecto comprendida entre 420 y 1720. Se han aplicado cargas crecientes hasta alcanzar los 20 N/mm^2 y se han registrado los cambios producidos mediante EIE. Los resultados obtenidos se han modelizado empleando un circuito equivalente que permite distinguir entre la respuesta eléctrica del material, su resistividad, y la respuesta asociada a las fibras. Se ha comprobado la mayor sensibilidad de las muestras fabricadas con fibras más largas, que experimentan mayores cambios tanto en la resistividad como en la respuesta de polarización de las fibras. Se ha determinado también que las muestras elaboradas con fibras de mayor longitud retienen, tras la descarga, cambios más importantes con respecto a los valores registrados antes de iniciar la aplicación de la carga.

PALABRAS CLAVE: residuos de fundición, resistividad, fibras de carbono, impedancia.

1.- INTRODUCCIÓN

Los materiales base-cemento son por naturaleza materiales dieléctricos, pero la incorporación de fibras de carbono favorece su capacidad de conducción, promoviendo así una serie de funcionalidades como la percepción de la deformación bajo el efecto de un esfuerzo de compresión. Este tipo de materiales se puede usar para fabricar sensores para monitorizar fácilmente la salud estructural, duraderos y compatibles con las estructuras, que revelan con cambios en la resistividad eléctrica el efecto de una deformación mecánica.

Este trabajo ofrece un estudio de los cambios a nivel microestructural, que ocurren como consecuencia de la aplicación de una carga de compresión creciente, evaluados mediante EIE. Esta técnica permite analizar las variaciones que ocurren no solo en la resistividad del material (rango de alta frecuencia) sino también en la respuesta eléctrica asociada a las fibras (rango de baja frecuencia). De este modo, se podrá establecer en qué intervalo de frecuencias se identifica una mayor sensibilidad al efecto de una carga de compresión axial. En este análisis se incluye, también, el efecto de la relación de aspecto de las fibras, para lo

que se han empleado 4 tipos de fibra con relación de aspecto comprendida entre 420 y 1720. Se podrá establecer, manteniendo la cantidad de fibra constante, qué longitud de fibra ofrece una mayor sensibilidad a la deformación para los niveles de carga evaluados.

Por otro lado, el empleo de residuos industriales es una práctica habitual en la industria de la construcción. En las últimas décadas, son muchos los subproductos que se han ido incorporando en materiales base-cemento como sustitución, parcial o total, de los agregados o del cemento[1]. En este estudio se explora la sustitución de parte del cemento por virutas generadas en el mecanizado de piezas metálicas fabricadas por moldeo. Estas virutas metálicas aportan a su vez una reducción en la resistividad de la pasta de cemento por lo que se presentan como una posible alternativa para la fabricación de sensores de deformación estructural, favoreciendo además la reutilización de desechos industriales y promoviendo estrategias de economía circular.

2.- PARTE EXPERIMENTAL

En este trabajo se presentan los resultados obtenidos con muestras de pasta de cemento fabricadas con fibras de carbono, en proporción del 0.5% de la masa de cemento, con relaciones de aspecto (longitud/diámetro) de 420 (FS), 430 (F3), 860 (F6) y 1720 (F12). Se elaboraron piezas que contienen únicamente cemento Portland (B), además de piezas con una sustitución del 5% y del 15% del cemento por virutas metálicas, V5 y V15, respectivamente. Las muestras para los ensayos son de ~2 cm de espesor y ~5.6 cm de diámetro. Las virutas se sometieron a un tratamiento previo de limpieza y molienda, hasta conseguir un tamaño de partícula uniforme. La imagen de la Fig. 1 muestra el estado en el que se incorporaron, con partículas con longitud y ancho promedio de 7 mm y 2 mm, respectivamente.



Figura 1. Fotografía de las virutas usadas en este trabajo como sustitución parcial del cemento Portland, tras la molienda

Cada una de las muestras analizadas se sometió a valores de carga de compresión creciente hasta alcanzar los 20 N/mm^2 y, a continuación, en un mismo experimento, decreciente hasta la descarga total. Se empleó una prensa fabricada a medida, adaptada de la máquina Soilmatic de Proeti®. Los valores de carga seleccionados (0.1, 1, 5, 10, 15, 20, 15, 10, 5, 1 y 0.1 N/mm^2) se mantuvieron durante 2 minutos, tiempo durante el cual se realizaron las medidas de EIE, en un rango de frecuencias que abarca desde 110 MHz hasta 40 Hz con una amplitud de 50 mV. El acoplamiento con el analizador de impedancia (un Agilent 4294A) se realizó a través de cables conectados a láminas de grafito flexible, con forma y tamaño adaptados a la sección de cada pieza y colocados en las superficies de aplicación de la carga. Los resultados de las medidas de EIE se ajustaron siguiendo el

modelo equivalente presentado en la Fig. 2. Los elementos L_{AF} y R_{AF} se corresponden con la inducción generada a altas frecuencias y la resistencia de contacto respectivamente. La resistencia R_1 se relaciona con la resistencia eléctrica del material y la capacidad C_1 describe el comportamiento dieléctrico del sistema. La segunda constante de tiempo, R_2 y C_2, refleja la polarización de las fibras de carbono bajo el efecto del campo eléctrico aplicado durante la medición.

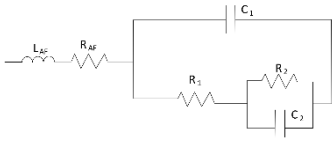


Figura 2. Circuito equivalente empleado para la simulación de los datos de EIE

3.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1.- Resistividad de las muestras de pasta de cemento sin fibras

En la Fig. 3 se muestran los diagramas de EIE obtenidos, en ausencia de una carga de compresión, para todas las muestras sin fibras. En los tres casos, las muestras han sido mantenidas en una cámara con 100% de humedad, durante 1 mes tras su fabricación. La muestra B presenta el comportamiento esperado para este tipo de material, con un arco en la parte de alta frecuencia. El diámetro de este arco se corresponde con la resistividad iónica del material, es decir, indica la capacidad de conducción a través del electrolito que contienen los poros percolantes. Siguiendo el modelo equivalente discutido en trabajos previos[2], este valor es de 1347.8 Ω.cm. La incorporación de las virutas metálicas reduce sensiblemente este límite obtenido en baja frecuencia, hasta 974.3 Ω.cm y 736.6 Ω.cm, para las muestras V5 y V15, respectivamente. Se puede afirmar, por tanto, que la incorporación de virutas en pasta de cemento favorece su capacidad de conducción.

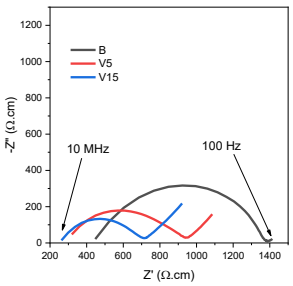


Figura 3. Diagramas de Nyquist obtenidos para las muestras B, V5 y V15, sin fibras de carbono (en condición de humedad 100%)

3.2.- Resistividad de las muestras de pasta de cemento con fibras

La Fig. 4 muestra la comparación de los diagramas de Nyquist obtenidos en las muestras preparadas con fibras de carbono. Las medidas se tomaron después de 2 meses de secado al

aire, en condiciones de laboratorio, tras el curado de 1 mes en cámara de humedad, antes del inicio de los ensayos de aplicación de la carga de compresión. Las fibras de mayor longitud presentan, como es esperable [3], los valores menores de resistencia. Las muestras con virutas ofrecen en general un ligero descenso en la impedancia en comparación con la muestra B, para los cuatro tipos de fibra considerados.

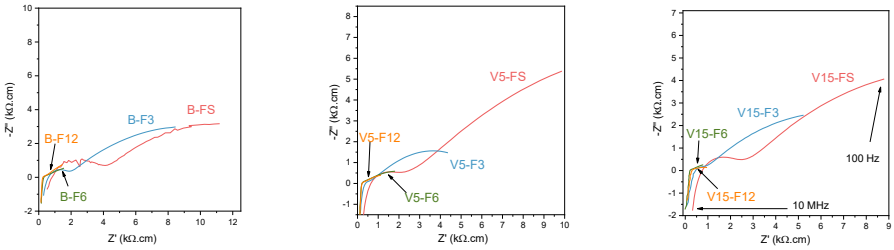


Figura 4. Diagramas de Nyquist obtenidos para las muestras estudiadas en ausencia de carga, a) muestra B, b) muestra V5 y c) muestras V15, con los 4 tipos de fibra

La relación de aspecto ejerce una influencia muy destacable en el comportamiento eléctrico de las muestras estudiadas. Entre las probetas que incorporan fibras de carbono, se observan dos situaciones diferenciadas. Al emplear fibras con una menor relación de aspecto, FS y F3, se aprecia la presencia de un arco bien diferenciado en el rango de frecuencia más alta. Sin embargo, las fibras F6 y F12 difuminan este primer arco que se fusiona con la respuesta del material obtenida en el rango de frecuencias más bajas. Resulta también destacable, la respuesta inductiva del sistema, caracterizada por la aparición de valores negativos de –Z'' a altas frecuencias, característico en medidas de EIE de sistemas físicos que presentan baja resistencia [4]. Los resultados indicados se modelizaron con el circuito equivalente de la Fig. 2. Los valores correspondientes a la resistividad de las muestras (parámetro R_1) se recogen en la Fig. 5. Las muestras en las que el cemento ha sido sustituido parcialmente por los residuos de viruta presentan, en general, valores de resistividad más bajos que la muestra B.

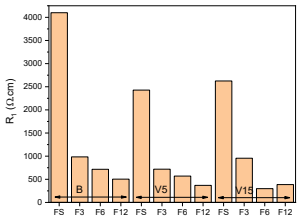


Figura 5. Valores de la resistividad (R_1) para las muestras con fibras (en condiciones de humedad ambiental)

3.3.- Variación de la impedancia con la carga

En la Fig. 6 se presentan los diagramas de Nyquist obtenidos para la muestra B y para la muestra V15, con fibras de carbono F3 y F12, durante la aplicación de los valores de carga indicados.

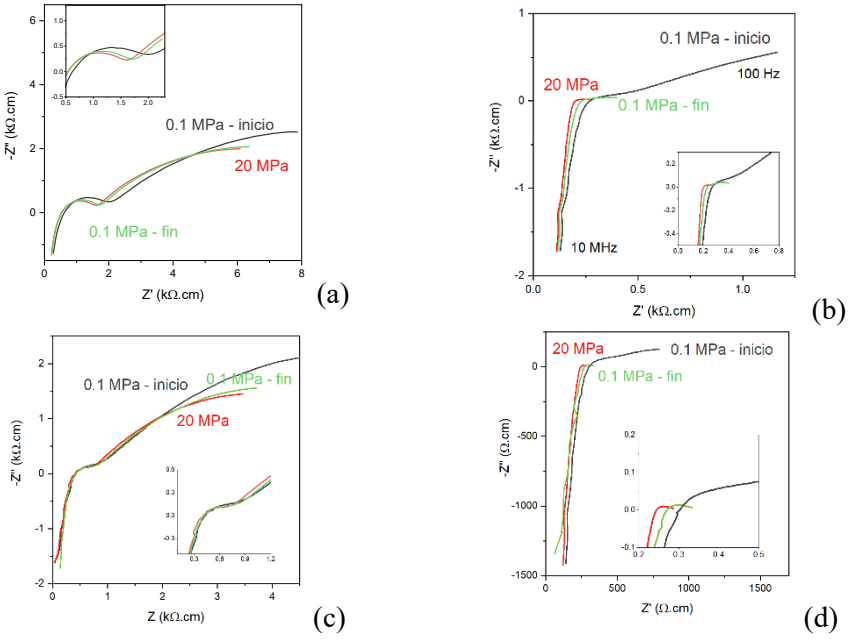


Figura 5. Diagramas de Nyquist obtenidos durante los ciclos de carga y descarga para la muestra B, con fibras a) F3 y b) F12, y la muestra V15, con fibras c) F3 y d) F12.

En ambas muestras se observa un desplazamiento hacia menores valores de impedancia al aplicar la carga de compresión, se indican únicamente los resultados obtenidos entre el nivel más bajo de carga y el más alto. Se puede concluir que las muestras estudiadas son sensibles al efecto de la carga, y que este efecto se refleja, como es esperable, con una variación en la respuesta eléctrica del material [5]. Resulta notable la variación que experimenta, tras la acción de un esfuerzo axial de compresión, la región de frecuencias más bajas que está relacionada con la polarización de las fibras, más destacable en las muestras que contienen fibras más largas.

Los valores de los parámetros R_1 y R_2, obtenidos de los ajustes siguiendo el modelo de la Fig. 2, se indican en la Tabla 1. Se muestran, como ejemplo, los resultados obtenidos para la muestra V5-F12. El estado inicial se corresponde con una situación de precarga mínima, necesaria para ajustar la posición de los electrodos de grafito sobre la muestra. Los valores

de carga ascendente generan una reducción, que alcanza el 75% respecto al valor inicial, en la resistividad eléctrica (R_1) de la pieza examinada. Esta disminución indica la formación de caminos de conducción adicionales, bien por la formación de microfisuras y posterior llenado con electrolito [6] o bien por la reducción en las distancias entre fibras [5]. La resistencia R_2 experimenta una variación similar, con descenso notable al aumentar la carga. Este valor muestra la resistencia a la transferencia de carga en la superficie de las fibras, de modo que esta reducción durante el proceso de carga creciente sugiere un incremento en la superficie activa disponible para las reacciones redox. El desplazamiento del electrólito contenido en poros de mayor tamaño hacia las zonas donde se encuentran las fibras, por el efecto del esfuerzo de compresión, podría justificar la reducción de R_2 observada experimentalmente.

Tabla 1. Valores de las resistencias R_1 y R_2 obtenidos para la muestra V5-F12 durante los ciclos de carga aplicados

	Inicial	*0.1* N/mm^2	*1* N/mm^2	*10* N/mm^2	*20* N/mm^2
R_1 (Ω.cm)	368.9	338.3	126.5	121.7	95.2
R_2 (Ω.cm)	18572	4413.1	1142.9	164.3	109.2

En la Fig. 6 se presentan las variaciones de los valores de R_1 y de R_2 para todas las muestras estudiadas en este trabajo, con respecto a los valores iniciales de esos parámetros en cada caso. Estos resultados permiten establecer diferencias en cuanto a la sensibilidad ante el efecto de una carga de las distintas composiciones ensayadas. Las variaciones más marcadas, tanto en R_1 como en R_2, se detectan en las muestras que contienen las fibras más largas, F6 y F12. En el caso de R_2, para las muestras V5 y V12, se alcanza una variación del 80% cuando el esfuerzo alcanza 1 N/mm^2. En la muestra B, para alcanzar este nivel de variación se deben superar los 5 N/mm^2. Las variaciones en R_1 presentan cambios de menor magnitud, superando el 60% para niveles de esfuerzo por encima de los 5 N/mm^2. Únicamente la muestra V15 supera una variación del 80% para esfuerzos superiores a 10 N/mm^2.

Las fibras más cortas, FS y F3, presentan variaciones por debajo del 20% en R_1, hasta un máximo del 40% en R_2. De nuevo la pieza V15 es la que ofrece variaciones más destacadas en ambos parámetros. Independientemente del tipo de fibra, FS o F3, la sensibilidad para la detección de esfuerzos muy bajos no es adecuada, especialmente en el caso de la muestra B, en la que R_1 presenta únicamente cambios relevantes a partir de 5 N/mm^2.

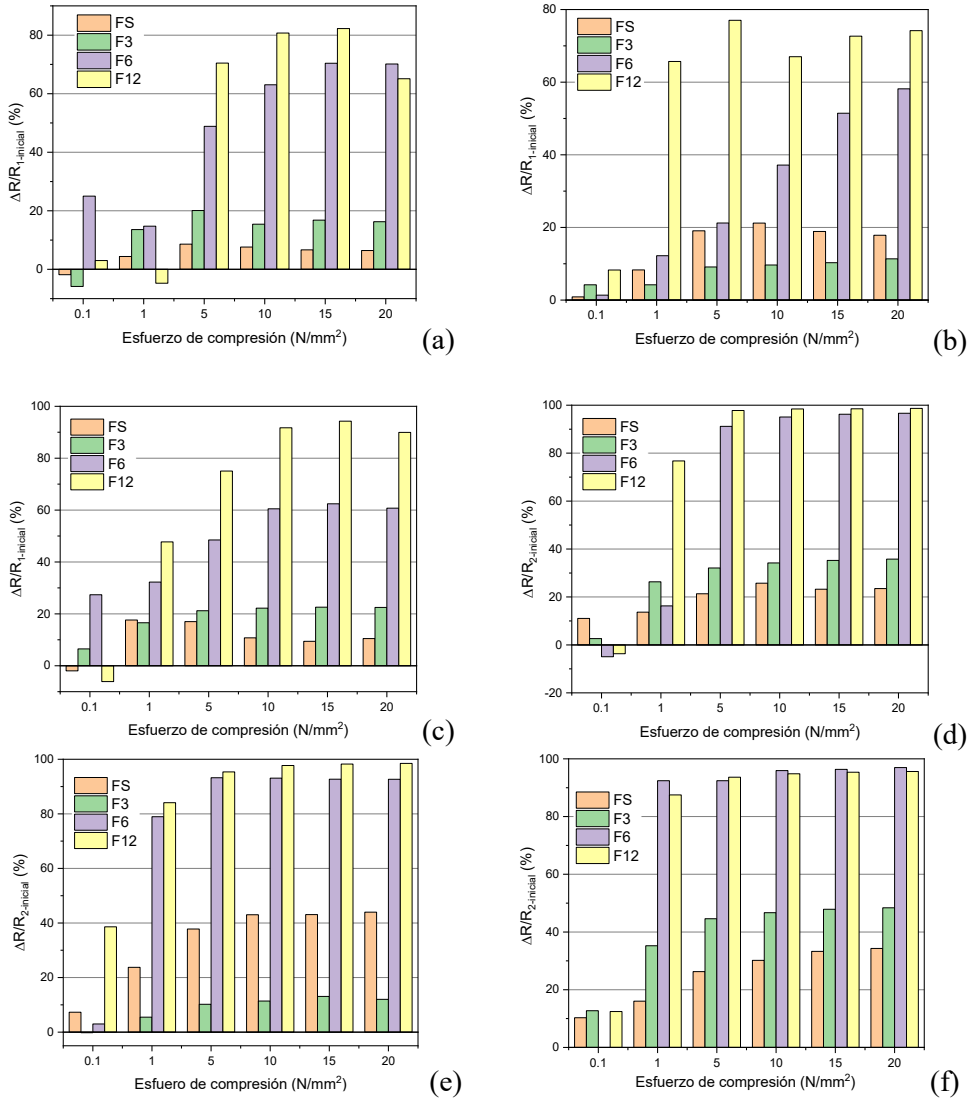


Figura 6. Variación de los valores de R_1 para las muestras a) B, b) V5, c) V15 y de R_2 para las muestras d) B, e) V5, f) V15

3.4.- Variación de la impedancia durante la descarga

Según se muestra en la Fig. 5, al reducir el esfuerzo aplicado los resultados de EIE, aunque tienden a recuperarse, se mantienen por debajo de los valores correspondientes al mismo nivel de esfuerzo aplicado durante el proceso de carga. En la Tabla 2 se indican los valores de R_1 para las muestras B y V5 con fibras F3 y F12, respectivamente.

Tabla 2. Valores de la resistencia R_1 (Ω.cm) registrados durante el período de descarga

	0.1 N/mm^2 - *20* N/mm^2 carga	*10* N/mm^2	*1* N/mm^2	*0.1* N/mm^2
B-F3	1041.8	824.3	831.7	887.6	896.3
V5-F12	338.3	95.2	96.6	108.9	110.6

Se comprueba que son las muestras con fibra más corta la que recuperan en mayor proporción el valor de la resistividad inicial, mientras que en las fibras más largas los valores en la descarga se mantienen por debajo de la mitad del valor original. Las variaciones generadas durante la aplicación de una carga de compresión se mantienen durante un período más prolongado en el caso de emplear fibras más largas, lo que indica su mayor capacidad de retención del efecto inducido por una carga de compresión.

4.- CONCLUSIONES

En este trabajo se discute el efecto de la relación de aspecto en la sensibilidad para la detección de cambios microestructurales, analizados mediante EIE, originados por el efecto de una carga de compresión en muestras de pasta de cemento:

- La incorporación de virutas metálicas ayuda a la fabricación de pastas de cemento de mayor conductividad. La adición de fibras con mayor relación de aspecto potencia este efecto.
- El modelo equivalente definido permite identificar cambios en los valores de R_1 y R_2 ante el efecto de un esfuerzo de compresión. Los valores de R_2 son más sensibles al efecto de dicho esfuerzo, particularmente en muestras con fibras más largas.
- Las pastas de cemento preparadas con fibras más largas retienen durante un período más prolongado el cambio microestructural generado por el esfuerzo de compresión.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a Fundiciones Rey y Enmacosa la financiación, a través de CDTI, mediante los proyectos IDI:20221124 y IDI:20221125 y a CINTECX por aportar los fondos para facilitar la movilidad al congreso.

REFERENCIAS

[1] S. Han, S. Zhao, D. Lu, D. Wang, Performance Improvement of Recycled Concrete Aggregates and Their Potential Applications in Infrastructure: A Review, Buildings 2023, Vol. 13, Page 1411 13 (2023) 1411. https://doi.org/10.3390/BUILDINGS13061411.

[2] B. Díaz, L. Freire, P. Merino, X.R. Nóvoa, M.C. Pérez, Impedance spectroscopy study of saturated mortar samples, Electrochim Acta 53 (2008) 7549–7555. https://doi.org/10.1016/J.ELECTACTA.2007.10.042.

[3] F.J. Baeza, O. Galao, E. Zornoza, P. Garcés, Effect of aspect ratio on strain sensing capacity of carbon fiber reinforced cement composites, Mater Des 51 (2013) 1085–1094. https://doi.org/10.1016/J.MATDES.2013.05.010.

[4] I. Ezpeleta, L. Freire, C. Mateo-Mateo, X.R. Nóvoa, A. Pintos, S. Valverde-Pérez, Characterisation of Commercial Li-Ion Batteries Using Electrochemical Impedance Spectroscopy, ChemistrySelect 7 (2022) e202104464. https://doi.org/10.1002/SLCT.202104464;WEBSITE:WEBSITE:CHEMISTRY-EUROPE;WGROUP:STRING:PUBLICATION.

[5] A.K. Thomoglou, M.G. Falara, M.E. Voutetaki, J.G. Fantidis, B.A. Tayeh, C.E. Chalioris, Electromechanical properties of multi-reinforced self-sensing cement-based mortar with MWCNTs, CFs, and PPs, Constr Build Mater 400 (2023). https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2023.132566.

[6] M. Cabeza, B. Díaz, X.R. Nóvoa, C. Pérez, M.C. Pérez, The effect of loading on the diffusivity of chlorides in mortar, Materials 12 (2019). https://doi.org/10.3390/MA12162527.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Self-Compacting Lightweight Fibre-Reinforced Concrete: Sustainable Innovation for Efficient Structures with Acoustic Comfort

Samantha Hidalgo-Astudillo [(1)], Natividad Garcia-Troncoso [(1,2)], Nadia Quijano[(1)], Hector Herrera-Bustos [(2)], Nikola Tošić[(1)], Albert de la Fuente[(1)]

[(1)] Civil and Environmental Engineering Department, Universitat Politècnica de Catalunya (BarcelonaTECH), Barcelona, Spain, samantha.elizabeth.hidalgo@upc.edu (corresponding author*), nadia.quijano@upc.edu, nikola.tosic@upc.edu, albert.de.la.fuente@upc.edu.

[(2)] Facultad de Ingeniería en Ciencias de la Tierra (FICT), Escuela Superior Politécnica del Litoral, ESPOL, Campus Gustavo Galindo, Km 30.5 Vía Perimetral, Guayaquil,090902, Ecuador, nlgarcia@espol.edu.ec, hecsaher@espol.edu.ec.

ABSTRACT

This study investigates the development and performance of self-compacting lightweight fibre-reinforced concrete (SCLFRC) for flooring in residential and offices buildings. Due to the material's composition and internal structure, the noise insulation properties improve, contributing to acoustic comfort. A series of concrete mixtures were formulated using expanded perlite as lightweight aggregate and polypropylene fibres to evaluate the combined effects on fresh-state properties, mechanical strength, and sound absorption. Comprehensive testing, including slump-flow, J-ring, L-box, V-funnel, compressive strength at 7 and 28 days, and impedance tube acoustic measurements, were conducted. All selected mixes fulfilled requirements for self-compacting concrete (SCC), with fibre-reinforced variants achieving average 28-day compressive strengths above 35 MPa. Type A expanded perlite mixtures exhibited higher peak sound absorption in the mid-frequency range. Type B expanded perlite mixtures demonstrated broader absorption across a wider frequency spectrum, attributed to their larger particle size. These results confirm the potential of SCLFRC as a multifunctional material for horizontal structural elements (i.e., flooring in buildings), combining reduced density, mechanical efficiency, and enhanced acoustic performance, which aligns with sustainable building practices.

Keywords: Self-compacting lightweight concretes, compressive strength, sustainability.

1. INTRODUCTION

According to the latest report by the United Nations [1], 68% of the world's population is expected to live in urban areas by 2050. This rapid urban densification highlights the need for sustainable and resilient urban development strategies. According to Azar et al. [2] the building design process must include the occupant's performance metrics, such as

wellbeing, productivity, visual and thermal comfort, energy efficiency, spatial planning, and acoustic comfort. Although numerous studies acknowledge the importance of these themes related to indoor environmental quality, acoustic comfort remains among the least addressed [3].

Acoustic comfort in built environments refers to the subjective perception of sound quality, influenced not only by sound pressure levels but also by the types of sounds present and their suitability to the function of space [4].

The acoustic performance of building materials can be assessed using the sound absorption coefficient (α), which offers a more accurate representation of the material's acoustic behavior, particularly for non-homogeneous systems such as concretes [5], [6]. Conventional dense concretes, with hardened densities above 2300 kg/m³, provide high sound insulation due to their mass and stiffness, effectively reflecting most of the incident sound energy. Nonetheless, their sound absorption capacity is minimal, with α values typically below 0.05, which can lead to reverberation and echo problems in enclosed spaces.[7]

The increasing demand for sustainable construction materials has led to the development of advanced concretes. Self-compacting lightweight fibre-reinforced concrete (SCLFRC) has emerged as a promising material, combining superior workability, mechanical strength, and acoustic efficiency. To ensure adequate self-compacting behaviour, SCLFRC should demonstrate a 500–800 mm slump-flow, J-ring penetration below 10 mm, and an L-box ratio exceeding 0.8. These fresh-state properties ensure sufficient passing ability and resistance to segregation, without the application of external compaction energy [8]. Various lightweight aggregate alternatives have been investigated to balance mechanical strength and acoustic performance. These include high-performance concretes with zeolite and foaming agents (f_c >40 MPa, $\alpha \approx 0.3$) in mid-frequency bands [9] and pervious pumice concretes (f_c = 8–12 MPa, α = 0.45–0.55) [10]. Concretes with perlite, achieving 21.3 MPa and 1761 kg/m³, offer very low density, providing notable acoustic and thermal insulation, making it a suitable aggregate for multifunctional lightweight concretes [11].

This study investigates the acoustic and mechanical behavior of SCLFRC mixtures formulated with expanded perlite and polypropylene fibres. Emphasis is placed on assessing their fresh properties, compressive strength, and sound absorption performance using the impedance tube method to evaluate the potential of SCLFRC as a multifunctional material in urban environments.

2.- MATERIALS AND METHODS

2.1.- Materials

A Portland-limestone cement (CEM II/A-L 42.5 R) conforming to EN 197-1[12], containing 9% finely ground limestone, was used as the main binder. A polycarboxylate-

based high range water-reducing admixture, compliant with EN 934-2, was incorporated to achieve the required rheological behaviour for self-compacting lightweight concrete.
Normal-density limestone aggregates with two particle size ranges—0/4 mm (fine aggregate) and 4/10 mm (coarse aggregate)—were used in accordance with the grading limits specified in EN 12620[13]. The bulk density was 2590 kg/m³ for the fine aggregate and 2640 kg/m³ for the coarse aggregate. Water absorption was 1.56% and 0.94% for the fine and coarse aggregates, respectively. Lightweight fine aggregates (LWFA) used in this study were expanded perlite, selected for its low density and favourable acoustic properties [14]. Two fine lightweight aggregates, Type A- LWFA and Type B- LWFA, were employed. Both Type A and Type B presented a maximum particle size not exceeding 500 μm, with effective particle densities of 0.60 g/cm³ and 0.70 g/cm³, respectively.

Polypropylene fibres, with a nominal length of 48 mm, an equivalent diameter of 0.85 mm were used. These fibres were uniformly distributed throughout the mix, ensuring adequate workability and flowability suitable for self-compacting concrete.

2.2.- Mix Design

Several trial mixes were formulated to produce a SCLFRC with a balanced combination of mechanical strength, acoustic performance, and flowability, while maintaining a hardened density below 2000 kg/m³. Control mixtures without fibres were also prepared to isolate and assess the individual effects of the components on the overall performance. The selected mix design parameters included water-to-cement (w/c) ratios of 0.40 and 0.50, slump-flow values between 600 and 750 mm, and a minimum compressive strength requirement of 20–25 MPa.

Table 1 summarizes the mix proportions by weight of all evaluated SCLFRC mixtures, incorporating either Type A or Type B LWFA. Twelve mixes are presented, divided into two main groups based on the type of LWFA used. Each group includes both plain (M-1A to M3A and M-1B to M-3B) and fibre-reinforced (MF-1A to MF-3A and MF-1B to MF-3B) formulations, allowing the assessment of the impact of fibre addition.

Water-to-cement (w/c) ratios range from 0.45 to 0.55, selected to balance workability and compressive strength. Polypropylene fibres were added at dosages of 4.3 kg/m³ (0.47% by volume) and 4.06 kg/m³ (0.45% by volume) in the Type A and Type B fibre-reinforced mixes, respectively, to enhance toughness.

Table 1. Mix proportions by weight of the evaluated mixtures

Mix ID	Cement	Water	Fine agg. (0/4)	Coarse agg. (4/10)	Type A – LWFA	Type B – LWFA	Fibres (kg/m^3)	Superplast. (%w. of cem.)
M-1A	1	0.45	2.26	0.59	0.28	-	-	1.8%
M-2A	1	0.45	2.28	0.59	0.26	-	-	1.60%
M-3A	1	0.47	2.28	0.59	0.25	-	-	1.65%
MF-1A	1	0.45	2.49	0.74	0.22	-	4.3	2.00%
MF-2A	1	0.46	2.18	0.56	0.23	-	4.3	1.76%
MF-3A	1	0.45	2.18	0.56	0.23	-	4.3	1.75%
M-1B	1	0.49	2.23	0.62	-	0.29	-	2.00%
M-2B	1	0.55	2.23	0.61	-	0.29	-	1.80%
M-3B	1	0.46	2.17	0.60	-	0.29	-	1.65%
MF-1B	1	0.51	2.22	0.66	-	0.23	4.06	1.50%
MF-2B	1	0.45	2.22	0.66	-	0.24	4.06	1.60%
MF-3B	1	0.45	2.22	0.66	-	0.24	4.06	1.67%

2.3.- Testing Procedures

A comprehensive testing campaign covered fresh state properties, mechanical behavior, and acoustic performance, as can be seen in Fig. 1. All tests were conducted under controlled laboratory conditions following the relevant European and international standards.

2.3.1.- Fresh Concrete Tests

The fresh-state properties of all mixtures were evaluated to verify their compliance with the requirements. Specifically, flowability, passing ability, and stability were assessed to ensure suitability for proper placement of SCLFRC in structural applications. The slump-flow test EN 12350-2[15] was conducted to assess the horizontal flowability of the concrete without mechanical vibration.

The fresh density (ρ_f) of each mixture was determined immediately after mixing, following the EN 12350-6[16] test method. This parameter is essential for classifying concrete as lightweight or normal weight in its fresh state and for estimating its expected hardened density. The V-funnel test, as per EN 12350-9[17], was conducted to evaluate the flow time of the concrete, which reflects its viscosity and resistance to segregation. The time taken for the concrete to flow through a 12 mm wide outlet at the bottom of the funnel was recorded. The passing ability of the SCLFRC was assessed using the J-Ring test according to EN 12350-12[18], while the L-box test was performed in accordance with EN 12350-10 [19] Slump-flow and fresh density tests were performed on all mixtures. Only those mixtures that met all the specified fresh-state parameters were subjected to further testing, including passing ability and viscosity evaluations.



Figure 1. Experimental tests conducted on the evaluated mixes

2.3.2.- Mechanical Properties

The mechanical performance of the concrete mixtures was evaluated through compressive strength and hardened density tests, following European standards. Initially, all mixtures were evaluated at 7 days to assess early-age performance. Based on these results, only those mixtures that met all the requirements were selected for further testing at 28 days. Compressive strength (f_c) was measured at 7 and 28 days on 150 × 150 × 150 mm cubes, by EN 12390-3[20]. The tests were performed using a calibrated universal testing machine at a loading rate of 0.6 ± 0.2 MPa/s. Hardened density (ρ_h) was determined according to EN 12390-7[21] on saturated surface-dry specimens.

2.3.3.- Acoustic Properties

The acoustic performance of the concrete mixtures was assessed by measuring the normal incidence sound absorption coefficient (α) using the impedance tube method, in accordance with ASTM E1050-19 [22] . Measurements were conducted using a tube with an internal diameter of 29 mm (usable frequency range ≈ 100–6300 Hz), equipped with two ½-inch microphones. Three cylindrical specimens (Ø27.9 mm × 29 mm) were tested for each of the two selected fibre-reinforced mixtures—one per LWFA type—labeled S1, S2, and S3.

This coefficient quantifies the material's ability to absorb incident sound energy across various frequency bands. From the resulting absorption curve, key performance indicators can be identified, such as the central peak frequency, corresponding to the frequency range where absorption is highest, and α_{max}, the maximum absorption coefficient value. Standardized metrics like the Sound Absorption Average (SAA) and the Noise Reduction Coefficient (NRC) are calculated by averaging α values at specific octave band frequencies. These parameters offer a comprehensive assessment of the material's acoustic behavior and its suitability for sound insulation or noise control applications [23].

3.- RESULTS AND DISCUSSION

This section presents the results of the experimental tests carried out on the SCLFRC. Table 2 summarizes the first phase of the fresh-state performance of mixtures

Table 2. Results of Slump-flow and Fresh density

MIX ID	***M-1A***	***M-2A***	***M-3A***	***MF-1A***	***MF-2A***	***MF-3A***
Slump-Flow [mm]	805	665	720	725	765	720
ρ_f [kg/m³]	1977	1940	1970	2049	1986	1966
MIX ID	***M-1B***	***M-2B***	***M-3B***	***MF-1B***	***MF-2B***	***MF-3B***
Slump-Flow [mm]	620	635	665	735	550	650
ρ_f [kg/m³]	2026	1926	1923	2022	1949	2000

For Type A mixtures, slump-flow values varied by approximately 17% across the group, while fresh densities differed by around 6%. In Type B mixtures, slump-flow results showed a wider variation of about 25%, with fresh densities differing by nearly 5%. Based on this rheological performance, the mixtures M-3A, MF-3A, M-3B, and MF-3B were selected for further fresh and mechanical evaluation, as they exhibited the most favourable balance between flowability and stability within their respective series.

The workability of the selected SCLFRC mixtures (M-3A, MF-3A, M-3B, and MF-3B) demonstrated good flowability and passing ability in all cases. Fibre-reinforced concretes generally exhibited slightly higher flow resistance and viscosity compared to their plain counterparts, consistent with the expected influence of fibres on the rheological behaviour of fresh concrete. In the J-Ring test, adding fibres resulted in a reduction in flow diameter of up to 11%. All mixtures achieved L-Box H_2/H_1 ratios close to or equal to 1.00, indicating adequate passing ability. V-Funnel flow times varied by approximately 20–25%, with fibre-reinforced mixes requiring longer flow times, reflecting their increased viscosity and resistance to segregation.

Table 3. Hardened density and compressive strength results - Type A LWFA

MIX ID	***M-1A***	***M-2A***	***M-3A***	***MF-1A***	***MF-2A***	***MF-3A***
ρ_h [kg/m³]	1969	1929	1961	2021	1957	1966
$f_{cm,7d}$ [MPa]/ (CV)	**30.98** / (1.01%)	**30.57** / (2.82%)	**36.37** / (5.32%)	**35.94** / (9.24%)	**40.71/** (9.97%)	**37.65** / (3.15%)
MIX ID	***M-1B***	***M-2B***	***M-3B***	***MF-1B***	***MF-2B***	***MF-3B***
ρ_h [kg/m³]	1953	1887	1909	1993	1945	1979
$f_{cm,7d}$ [MPa]/ (CV)	**27.25/ (2.91%)**	**20.98** / (4.39%)	**30.59 /** (0.44%)	**28.00** / (9.65%)	**28.85** / (6.33%)	**33.04** / (1.49%)

The mechanical performance of the SCLFRC mixtures, as presented in Table 3, confirms the effectiveness of both LWFA types for structural lightweight applications. Fibre-reinforced mixes exhibited compressive strength increases of up to 33% at an early age compared to their plain counterparts, although this was accompanied by a slight rise in variability, exceeding 9% in some cases. Type B-LWFA mixtures showed slightly lower densities (up to 4% less than Type A), yet still benefited from fibre incorporation, achieving strength gains of up to 25% with consistent performance. These results demonstrate that

fibre addition enhances both strength development and mechanical reliability, while both lightweight aggregate types provide viable alternatives for structural use.

At 28 days, the selected SCLFRC mixtures (M-3A, MF-3A, M-3B, and MF-3B) showed clear strength improvements with fibre addition. MF-3A reached 42.03 MPa (CV = 0.51%), about 7% higher than M-3A (39.22 MPa, CV = 2.82%). Similarly, MF-3B achieved 39.17 MPa (CV = 1.46%), approximately 17% higher than M-3B (33.39 MPa, CV = 3.14%). These results confirm the positive effect of fibres on compressive strength and consistency at later ages, regardless of the LWFA type.

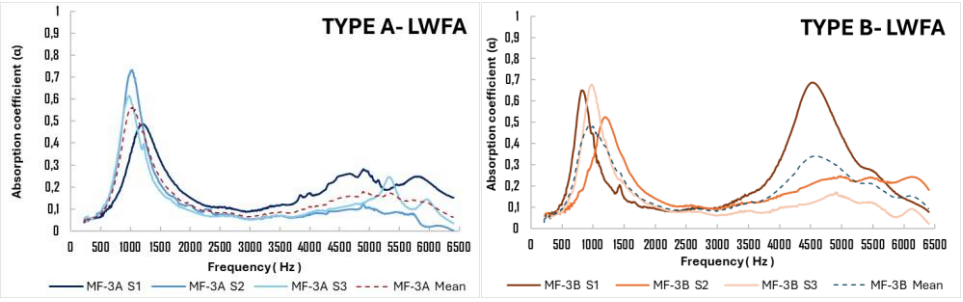


Figure 2. Acoustic absorption coefficient results for MF-3A and MF-3B

Figure 2 illustrates the acoustic absorption performance of the selected SCLFRC mixtures, MF-3A and MF-3B, which were chosen based on their superior rheological and mechanical behaviour. MF-3A exhibited consistent results, with a distinct absorption peak between 1000 and 1300 Hz (α_{max} = 0.56), while MF-3B presented a broader response, showing peaks in the ranges of 1000–1250 Hz (α_{max} = 0.48) and 4000–5000 Hz. Despite its slightly lower maximum absorption, MF-3B demonstrated a wider effective frequency range. Both mixtures achieved similar overall performance, with sound absorption average (SAA) values between 0.18 and 0.19, and noise reduction coefficients (NRC) ranging from 0.19 to 0.20, indicating moderate absorption, particularly in the mid-frequency spectrum.

SCLFRC mixes achieved compressive strengths above 35 MPa, exceeding typical values for conventional lightweight concretes and matching or surpassing those of standard normalweight structural concretes. This aligns with previous research on fibre-reinforced lightweight concrete, highlighting the structural viability of these mixes [6, 8,11].

Regarding acoustic performance, mixes with Type B-LWFA (MF-3B) showed broader and more distributed absorption across the 1000–5000 Hz range, attributed to the aggregate's coarser particle size. Although their peak absorption was slightly lower than that of Type ALWFA mixes, both significantly outperformed conventional dense concrete, whose α typically remains below 0.05 [7]. The broader frequency response of Type B-LWFA mixes suggests improved performance in variable acoustic environments.

5.- CONCLUSIONS

The study demonstrated that self-compacting lightweight fibre-reinforced concrete (SCLFRC) can successfully combine adequate workability, structural strength, and acoustic absorption. All selected mixes met self-compactability requirements, even with the inclusion of polypropylene fibres, which improved compressive strength without significantly affecting flowability. LWFA, particularly Type B, contributed to broader sound absorption in mid-to-high frequencies due to its particle size. These findings confirm the potential of SCLFRC as a multifunctional and sustainable material for horizontal structural elements in urban buildings, where acoustic comfort and mechanical performance are both essential. SCLFRC is a strong candidate for structural applications in buildings with strict acoustic comfort requirements, such as schools, offices, or healthcare facilities.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the support of the project HALF2, funded by the Agència de Gestió d'Ajuts Universitaris i de Recerca (AGAUR, 2023PROD00189). The contributions of CEMENTOS MOLINS, S.A. and OMYA INTERNATIONAL AG are also recognised.

REFERENCES

[1] United Nations, "World Urbanization Prospects 2018 Highlights," 2018. Accessed: May 29, 2025. [Online]. Available: https://population.un.org/wup/assets/WUP2018Highlights.pdf?utm_source=chatgpt.com

[2] E. Azar *et al.*, "Simulation-aided occupant-centric building design: A critical review of tools, methods, and applications," Oct. 01, 2020, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.enbuild.2020.110292.

[3] J. Croffi, D. Kroll, V. Soebarto, H. Barrie, and K. McDougall, "Wellbeing fostered by design: a framework for evaluating indoor environment performance," *Buildings and Cities*, vol. 4, no. 1, pp. 507–523, 2023, doi: 10.5334/bc.336.

[4] N. G. Vardaxis, D. Bard, and K. Persson Waye, "Review of acoustic comfort evaluation in dwellings—part I: Associations of acoustic field data to subjective responses from building surveys," Jun. 01, 2018, *SAGE Publications Inc.* doi: 10.1177/1351010X18762687.

[5] V. A. Bakam, M. A. Mbishida, and T. Danjuma, "Acoustic property of interlocking compressed stabilized earth blocks: A sustainable alternative for building materials," *Journal of Sustainable Construction Materials and Technologies*, vol. 8, no. 2, pp. 89–95, Jun. 2023, doi: 10.47481/jscmt.1294558.

[6] M. Amran, R. Fediuk, G. Murali, N. Vatin, and A. Al-Fakih, "Soundabsorbing acoustic concretes: A review," Oct. 01, 2021, *MDPI*. doi: 10.3390/su131910712.

[7] R. Fediuk, M. Amran, N. Vatin, Y. Vasilev, V. Lesovik, and T. Ozbakkaloglu, "Acoustic properties of innovative concretes: A review," Jan. 02, 2021, *MDPI AG*. doi: 10.3390/ma14020398.

[8] P. Kumar, D. Pasla, and T. Jothi Saravanan, "Self-compacting lightweight aggregate concrete and its properties: A review," *Constr Build Mater*, vol. 375, no. December 2022, p. 130861, 2023, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2023.130861.

[9] H. Kim, J. Hong, and S. Pyo, "Acoustic characteristics of sound absorbable high performance concrete," *Applied Acoustics*, vol. 138, no. October 2017, pp. 171–178, 2018, doi: 10.1016/j.apacoust.2018.04.002.

[10] A. Kapicová, P. Bílý, J. Fládr, K. Šeps, R. Chylík, and T. Trtík, "Development of sound-absorbing pervious concrete for interior applications," *Journal of Building Engineering*, vol. 85, no. January, p. 108697, 2024, doi: 10.1016/j.jobe.2024.108697.

[11] M. Bakhshi, A. Dalalbashi, and H. Soheili, "Energy dissipation capacity of an optimized structural lightweight perlite concrete," *Constr Build Mater*, vol. 389, no. May, p. 131765, 2023, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2023.131765.

[12] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 197-1. Cement. Part 1: Composition, specifications and conformity criteria for common cements," Madrid, 2012. [Online]. Available: www.aenor.es

[13] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12620. Aggregates for concrete," Madrid, 2012. [Online]. Available: www.aenor.es

[14] I. Perlite Institute, "Perlite in Sound Insulation Applications," 2020.

[15] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12350-2: Testing fresh concrete. Part 2: Slump test," Madrid, 2020.

[16] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12350-6: Testing fresh concrete. Part 6: Density," Madrid, 2020.

[17] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12350-9.Testing fresh concrete. Part 9: Self-compacting concrete. V-funnel test," Madrid, 2012. [Online]. Available: www.aenor.es

[18] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12350-12. Testing fresh concrete. Part 12: Self-compacting concrete. J-ring test," Madrid, 2012. [Online]. Available: www.aenor.es

[19] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12350-10. Testing fresh concrete. Part 10: Self-compacting concrete. L box," Madrid, 2012. [Online]. Available: www.aenor.es

[20] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12390-3. Testing hardened concrete. Part 3: Compressive strength of test specimens.," Madrid, 2020.

[21] Asociación Española de Normalización, "UNE-EN 12390-7. Testing hardened concrete. Part 7: Density of hardened concrete," Madrid, 2020.

[22] ASTM International, "ASTM E1050-19 - Standard Test Method for Impedance and Absorption of Acoustical Materials Using a Tube, Two Microphones and a Digital Frequency Analysis System," 2019.

[23] ASTM International, "ASTM C423-23: Standard Test Method for Sound Absorption and Sound Absorption Coefficients by the Reverberation Room Method.," 2023.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Influence of waste viscose fibres on the flexural strength and CO_2 uptake of steel slag-based sustainable composites

A. Castillo Rodríguez [(1)], A. Pacios Álvarez[(2)], J. Castro-Gomes[(3)] and J. García-Navarro[(1)]

[(1)] Dep. Ingeniería Agroforestal, Universidad Politécnica de Madrid, Spain.

[(2)] Dep. Sistemas Aeroespaciales, Transporte Aéreo y Aeropuertos, Universidad Politécnica de Madrid, Spain.

[(3)] Centre of Materials and Building Technologies (C–MADE), Department of Civil Engineering and Architecture, University of Beira Interior, Portugal.

ABSTRACT

Currently, millions of tons of textile waste are generated around the world. In the European Union alone, an estimated 5.8 million tonnes of textile waste are produced annually, of which only 25% are recycled. Globally, textile production reached 106 million tonnes in 2020, accounting for 8–10% of total greenhouse gas (GHG) emissions. Additionally, steel slag is a by-product of the steelmaking industry, with an emission volume of approximately 15% of crude steel production. Given this scenario, the construction sector plays a crucial role in achieving climate neutrality by developing alternative materials derived from waste, particularly those with the potential to absorb CO_2, instead of emitting it.

This study evaluated the influence of the viscose waste fibres on the flexural strength and carbonation uptake of the electric arc furnace slag (EAFS) composites. Specimens were designed with 2% fibre volume fractions and steel slag particles ground for 2 and 20 minutes. The samples underwent a 24-hour carbonation curing and hardening process in a controlled atmosphere. Flexural strength, porosity, and CO_2 uptake were analysed. The results revealed significant changes in porosity and carbonation uptake, as well as a strong influence of the grinding time on flexural strength. Specimens incorporating ground steel slag for 20 minutes and 2% fibre content exhibited higher flexural strength and ductility.

The use of these waste-derived materials in construction could play a key role in sustainability, offering environmental, social, and economic benefits.

KEYWORDS: Waste viscose fibres, EAFS, Accelerated carbonation, Fibre-reinforced binders, CO_2 uptake.

1.- INTRODUCTION

The increasing demand for sustainable construction materials has driven the reuse of industrial by-products as partial or total replacements for conventional cement components. In this context, electric arc furnace slag (EAFS) has received considerable attention due to

its latent hydraulic properties and its CO_2 uptake potential through accelerated carbonation processes [1], [2], [3]. These processes enable the valorisation of a highly alkaline, calcium- and silica-rich waste, turning it into a reactive and environmentally favourable binder [4].

In the last two decades, global textile production has increased dramatically, increasing from 58 million tonnes in 2000 to 109 million tonnes by 2020 [5]. This rapid growth is closely related to a significant environmental burden, as the textile sector currently accounts for approximately 8–10% of global greenhouse gas (GHG) emissions [6]. Simultaneously, the use of recycled textile fibres has been shown to improve flexural strength, toughness, and durability in cementitious composites [7], [8]. Fibres such as cotton, polyester, and nylon, even without surface treatment, have been successfully used to improve post-cracking performance and energy absorption [7], [9], [10].

Studies are underway to understand whether natural fibres can improve CO_2 transport and uptake in cement composites by forming pathways that facilitate gas diffusion into the material, allowing its reaction with hydrated cement phases [11]. However, to date, no studies have been found that examine the combined effect of textile waste fibres in carbonated EAFS matrices, particularly in relation to their influence on the sequestration capacity. In this context, the present study aims to investigate the influence of viscose fibres, derived from textile waste, on both the mechanical performance and carbon uptake of EAFS-based composites subjected to carbonation curing. This paper presents a partial data set from a broader investigation that explores various mix designs and types of fibre.

2.- EXPERIMENTAL

2.1.- Materials and specimen preparation

Electric arc furnace slag (EAFS) were used as binder raw material. The EAFS was processed by grinding in a Vibratory Disc Mill RS 300 (Retsch) for 2 minutes (denominated S2) and 20 minutes (denominated S20), generating two binders with different particle size. S20 has a D10 1.159 µm, D50 48.29 µm and D90, 178.2 µm. For S2, D10 has a value of 4.939 µm, D50, 146.2 µm and D90, 426.6 µm. The series of specimens S20_2 has 50% of S20 and 50% of S2. The chemical oxide composition of EAFS has a CaO content of 34%, Fe_2O_3 of 29%, SiO2 of 14%, and TCO_2 of 31%. The waste textile fibres used for this study were 100% viscose (V).

The mixing was done in a 5 l laboratory mixer. The initial water to slag ratio was 35% weight to facilitate mixing and fibre distribution. Before casting, excess water was manually eliminated with the aid of filter paper. The fresh paste was poured into the mould and pressed at 10 MPa for 5 minutes. All removed water was collected to account for the amount of water used in manufacturing. The water-to-slag ratio was 8-10% by weight, depending on the fibre dosage. Samples underwent accelerated carbonation curing (60 °C, 0.8 bar, 24 h), followed by oven drying.

A series of three specimens of $10 \times 40 \times 160$ mm were manufactured to determine the flexural strength. The samples were labelled according to the grinding time of the slag S2

(2 min) and S20 (20 min), viscose fibre type (V) and a 2% addition of viscose fibre was used in the mixtures (referred to as V2). (see Fig. 1).



a) b) c)

Figure 1. a) Mineral waste; b) Textile fibre waste, natural, and 10x optical microscope; c) Series of specimens after demoulding

2.2.- Experimental techniques

Thermogravimetric analyses (TGA) were performed using a TA Instrument SDT Q-50. The material was subjected to heating from room temperature (approximately 20 ± 2 °C) up to 1000 °C at a rate of 20 °C per minute in a nitrogen atmosphere. Loss of ignition (LOI) was assessed through the TGA analysis with SDT Q-50, and these analyses were also utilised to estimate the CO_2 uptake (UCO_2) in terms of weight percent.

Porosimetry was determined using mercury intrusion porosimetry (MIP). This was carried out with a Micromeritics AutoPore IV 9500 mercury porosimeter, which operated at a maximum pressure of about 34,000 psia and a minimum of around 0.5 psia.

Flexural behaviour was determined by three-point bending tests on unnotched plates with a span of 100 mm. A Shimadzu AGS-X 10kN universal testing machine with a 10kN load cell was used, following EN 12467:2012 standards. The test was controlled by a closed loop system at a loading rate of 1 mm/min. The maximum flexural tensile strength, or Modulus of Rupture (MOR), and other parameters from the stress-mid deflection plot were calculated.

3.- RESULTS AND DISCUSSIONS

3.1.- Results from carbonation

Figure 1 shows the percentage of weight versus temperature (°C) for the samples S20_2_V2, S20_V2, S20 and S20_2. In an initial range, all samples show minimal weight loss, probably due to moisture or volatile components. From 350-400 ºC, samples S20_2_V2, S20_V2 present weight loss, typical for organic materials, especially polymeric or cellulose-based fibres like viscose. From 400-650 °C, the rate of weight loss decreases until a temperature between 650-750 ° C, where a sharp decline in weight occurs, due to the degradation of $CaCO_3$. At temperatures above 750 ºC all samples experiment a stabilization or different thermal behaviour.

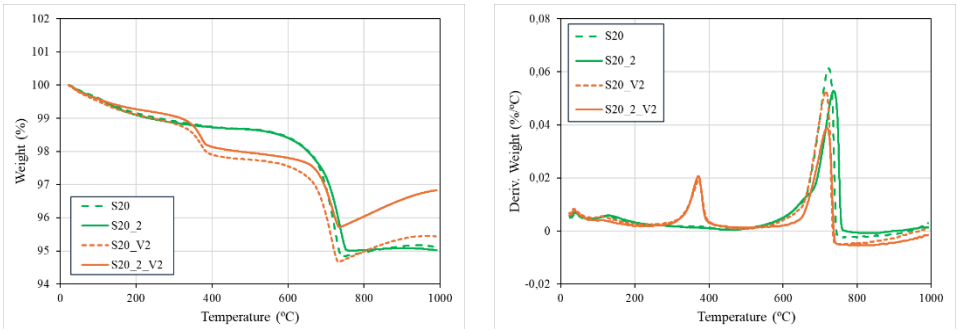


Figure 1. TG and DTG analysis for samples with different binders and with/without fibres

The percentage of CO_2 uptake (UCO_2) in wt. was calculated according to [12] considering the residual mass before and after the decomposition of the carbonates, the mass of the initial CO_2 content in the non-carbonated material, and the mass of the material's binder. The degree of carbonation (DCO_2) was estimated according to [13] considering the relationship between UCO_2 and the theoretical carbonation of the original material. Table 1 summarises the findings by ranges. The mass loss related to fibre decomposition is in the range 350-400 ºC; the value is similar since the amount of fibre is the same. The degradation of $CaCO_3$ appears in the range 650-750 °C. Both UCO_2 and DCO_2 are smaller for fibre samples. However, it should be noted that the % weight loss associated with the decomposition of the mass is misrepresented for the specimens with fibres, since the amount of carbonated material is smaller than in the specimens without fibres. Normalised values to the amount of mineral binder should be considered instead.

Table 1. Mass loss determined in TGA

	0-350	*350-400*	*400-650*	*650-750*	*750-1050*	*UCO_2*	*DCO_2*
S20	1,18	0,08	0,69	3,21	-0,26	2,95	9,50
S20_2	1,21	0,06	0,70	2,92	0,09	2,66	8,56
S20_V2	1,46	0,63	0,66	2,50	-0,70	2,86	9,21
S20_2_V2	1,22	0,64	0,49	1,87	-1,05	2,02	6,50

3.2.- Microstructural observation

Table 2 presents the main findings from the MIP analysis: the porosity and density values, the pore size distribution, and the structure by pore typology of carbonated EAFS with and without fibres are presented.

Table 2. MIP results

		S20	*S20_2*	*S20_V2*	*S20_2_V2*
Porosity (%)		21.82	23.07	24.24	28.84
Bulk Density at 14.50 psia (g/mL)		2.63	2.65	2.62	2.77
Apparent (skeletal) Density (g/mL)		3.33	3.41	3.36	3.51
Average Pore Diameter (μm)		0.06	0.07	0.09	0.13
Pores typology	Mesopores (0.002 – 0.05 μm)	15.7	12.8	10.8	7.6
	Macropores (0.05 μm – 10 μm)	78.9	82.9	76.7	57.5
	Air voids / cracks (> 10 μm)	5.3	4.3	12.5	34.8

It is observed that matrices with finer particle sizes, without fibres, are more compact. Incorporation of 2% fibre increases the porosity; depending on the type of matrix taken as a reference, these increment varies from 11% to 25%. Special care was taken in the sample selection to include fibres; however, due to the sample size dependence of the MIP results, values of apparent and bulk density do not provide significant differences. There are no important differences in the average pore diameter; it is slightly larger for matrix with fibres. Regarding the distribution by pore typology, three different categories are selected: mesopores from 0,002 to 0,05 μm, macropores from 0,05 to 10 μm and air voids or cracks for values higher than 10 μm. Mesopores represent the larger group for specimens without fibres; there is a shift to the air void group when fibres are incorporated. (see Table 2).

3.3.- Mechanical characterisation

Figure 2 shows a selected specimen to represent the relationship between flexural stress (MPa) and mid-span deflection (mm) for different materials: two without reinforcement and two with waste textile fibre reinforcement. S20 (green dotted line) is considered the reference for the matrix with EAFS (20 minutes of grinding). S20_2 (green line) is the reference for series with a matrix that combines EAFS with different particle sizes. S20_V2 (orange dotted line) incorporates 2% viscose fibre in the S20 matrix. And S20_2_V2 (orange line) also incorporates the same amount of viscose fibre in a matrix with mineral binder of two different particle sizes.

Table 3 provides the average results of three specimens and the sample standard deviation of MOR, I_G, KF, and MoE. MOR and K_F are calculated according to Sadrolosabaee et al. [7]. MoE is obtained from the slope of the elastic regime in the stress/mid span deflection graph. The toughness index (I_G), defined as the area beneath the force-displacement curve comprised from 0 to a post-failure load of 0,4 MOR, was established as the parameter to characterise the type of failure. A value > 1,00 represents a ductile failure, while a value < 1,00 represents a fragile failure.

All curves in Fig. 2 show an initial elastic region until failure of the matrix, very close to the peak load. Then the material stops behaving elastically and either fails or begins to deform plastically. The higher MoE corresponds to unreinforced matrixes. Fibre incorporation reduces strength and decreases the MoE but increases toughness.

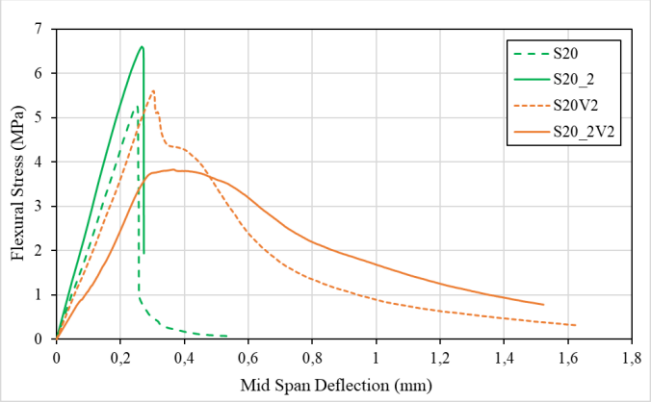


Figure 2. Representative stress.

The comparative analysis of Table 1 and Table 3 allows us to highlight that specimens with the highest degree of carbonation, both in the non-fibre and reinforced versions, are the ones with the highest MOR and K_F values. The MOR value is more dependent on the type of matrix, and the incorporation of 2% fibres does not improve flexural tensile strength; its effect is observed in the I_G value, which indicates the type of failure.

Table 3. Mechanical behaviour

Serie	*MOR (N/mm²)*	*I_G (kJ·mm²)*	*K Flexural stiffness (GPa)*	*MoE (N/mm)*
S20	5.5±2.2	0.8±0.3	3.5±1.9	21.2±11.5
S20_2	5.4±1.1	0.6±0.3	3.2±1.8	21.0±8.9
S20_V2	6.1±1.3	1.8±0.1	3.4±0.9	20.7±5.2
S20_2V2	3.8±1.0	1.5±0.5	2.1±1.2	12.9±7.1

4.- CONCLUSIONS

This study demonstrates that waste viscose fibres can be successfully incorporated into steel slag-based composites, offering environmental benefits to the construction sector by valorising industrial by-products and textile waste. Research indicates that the inclusion of 2% fibres improved post-cracking behaviour and increased I_G, although it did not improve MOR. Fibre-reinforced matrices showed reduced stiffness but greater ductility, suggesting a shift from brittle to more ductile failure modes. Despite the increased porosity observed by MIP, air voids may facilitate CO_2 transport during carbonation, so mechanical integrity was maintained.

In terms of environmental performance, all mixes demonstrated CO_2 sequestration capacity. However, composites without fibres showed higher UCO_2 and DCO_2, likely due to a higher binder content per unit mass. Although fibre-containing matrices absorbed less CO_2 overall, this can be attributed to the lower mineral binder content rather than the intrinsic limitations of the matrix. The results indicate that the incorporation of viscose fibres in carbonated EAFS composites can improve ductility and toughness while maintaining acceptable strength. However, to assess their real effect on CO2 uptake, and its influence on carbonation, the CO_2 absorbed should be normalised to the CaO binder content. To optimise the fibre–matrix interaction and improve both mechanical and environmental performance. Although this paper provides a partial dataset, future work should explore a broader range of mix designs and fibre types to optimise both mechanical performance and carbon uptake.

ACKNOWLEDGEMENTS

This research was partially funded by the European Union, under the Horizon Europe Marie Skłodowska-Curie Actions Staff Exchange Programme, under the project "CSTO2NE – Biomimicry and carbon adsorbent eco-materials for a climate-neutral economy" (Grant Agreement No. 101086302). Views and opinions expressed are, however, those of the author(s) only and do not necessarily reflect those of the European Union or European Research Executive Agency. Neither the European Union nor the granting authority can be held responsible for them.

The authors acknowledge Harsco Environmental Portugal for kindly providing the electric arc furnace slag (EAFS) used in this research and Alcorcertex, S.L., Spain, for providing the waste textile fibres.

REFERENCES

[1] F. Bonfante, G. Ferrara, P. Humbert, D. Garufi, J. M. C. Tulliani, and P. Palmero, "CO_2 Sequestration Through Aqueous Carbonation of Electric Arc Furnace Slag," *Journal of Advanced Concrete Technology*, vol. 22, no. 4, pp. 207–218, Apr. 2024, doi: 10.3151/jact.22.207.

[2] X. Huang, J. Zhang, and L. Zhang, "Accelerated carbonation of steel slag: A review of methods, mechanisms and influencing factors," Jan. 12, 2024, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2023.134603.

[3] S. Wang *et al.*, "A Review on the Carbonation of Steel Slag: Properties, Mechanism, and Application," May 01, 2024, *Multidisciplinary Digital Publishing Institute (MDPI)*. doi: 10.3390/ma17092066.

[4] S. Capelo-Avilés *et al.*, "A thorough assessment of mineral carbonation of steel slag and refractory waste," *Journal of CO_2 Utilization*, vol. 82, Apr. 2024, doi: 10.1016/j.jcou.2024.102770.

[5] R. Haigh, "A Decade Review of Research Trends Using Waste Materials in the Building and Construction Industry: A Pathway towards a Circular Economy," *Waste*, vol. 1, no. 4, pp. 935–959, Nov. 2023, doi: 10.3390/waste1040054.

[6] J. Sohn, K. S. Nielsen, M. Birkved, T. Joanes, and W. Gwozdz, "The environmental impacts of clothing: Evidence from United States and three European countries," *Sustain Prod Consum*, vol. 27, pp. 2153–2164, Jul. 2021, doi: 10.1016/j.spc.2021.05.013.

[7] P. Sadrolodabaee, J. Claramunt, M. Ardanuy, and A. de la Fuente, "Mechanical and durability characterization of a new textile waste micro-fibre reinforced cement composite for building applications," *Case Studies in Construction Materials*, vol. 14, Jun. 2021, doi: 10.1016/j.cscm.2021.e00492.

[8] W. Wang, Y. Zhang, Z. Mo, N. Chouw, K. Jayaraman, and Z. dong Xu, "A critical review on the properties of natural fibre reinforced concrete composites subjected to impact loading," Oct. 15, 2023, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.jobe.2023.107497.

[9] S. S. Rahman, S. Siddiqua, and C. Cherian, "Sustainable applications of textile waste fibre in the construction and geotechnical industries: A retrospect," Feb. 01, 2022, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.clet.2022.100420.

[10] E. M. de Oliveira, E. Machado de Oliveira, C. M. de Oliveira, A. G. Dal-Bó, and M. Peterson, "Study of the incorporation of fabric shavings from the clothing industry in coating mortars," *J Clean Prod*, vol. 279, Jan. 2021, doi: 10.1016/j.jclepro.2020.123730.

[11] Y. Zhuge, P. B. Ong, H. S. Wong, and R. J. Myers, "Natural fibre-enhanced CO_2 transport and uptake in cement pastes subjected to enforced carbonation," *Journal of CO_2 Utilization*, vol. 90, Dec. 2024, doi: 10.1016/j.jcou.2024.102983.

[12] P. He, C. Shi, and C. S. Poon, "Methods for the assessment of carbon dioxide absorbed by cementitious materials," *Carbon Dioxide Sequestration in Cementitious Construction Materials*, pp. 103–126, Jan. 2018, doi: 10.1016/B978-0-08-102444-7.00006-X.

[13] C. Shi, L. Meng, H. Pingping, and Z. and Ou, "Factors affecting kinetics of CO_2 curing of concrete," *J Sustain Cem Based Mater*, vol. 1, no. 1–2, pp. 24–33, Jun. 2012, doi: 10.1080/21650373.2012.727321.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
aro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Resistencia al Fuego de Hormigón con Residuos de la Industria Cerámica

Marta Roig-Flores [(1)], Gianfranco Crescitelli [(1)], David Hernández-Figueirido [(1)], Vicente Albero [(1)], Lucía Reig [(1)], Ángel M. Pitarch [(1)] y Ana Piquer [(1)]

[(1)] Departamento de Ingeniería Mecánica y Construcción, Universitat Jaume I, España.

RESUMEN

El presente trabajo analiza la resistencia al fuego del hormigón estructural fabricado con residuos reciclados de la industria cerámica, proponiendo este material como una alternativa para evitar su rechazo y traslado a vertederos. Se evaluaron tres mezclas: un hormigón de referencia, un hormigón con sustitución parcial (25%) de cemento por polvo cerámico, y un hormigón con sustitución parcial de cemento (25%) y sustitución completa de áridos gruesos y finos por residuos cerámicos. Los hormigones se caracterizaron mediante el ensayo de consistencia y resistencia a compresión a 28 días. El comportamiento frente a incendio se analizó determinando la resistencia a compresión de probetas sometidas a temperaturas entre 100 y 800°C tras su enfriamiento forzado en agua. Los resultados mostraron una disminución de la resistencia a compresión con el aumento de temperatura. Sin embargo, la pérdida de resistencia fue menor en los hormigones con residuos cerámicos, lo que se atribuye a la mayor estabilidad térmica de los residuos. Las mezclas con sustitución completa de áridos por residuo cerámico conservaron mejor la resistencia hasta 400°C, aunque experimentaron "spalling" entre los 400-600°C.

PALABRAS CLAVE: altas temperaturas, hormigón con materiales reciclados, residuos industriales cerámicos, resistencia a compresión.

1.- INTRODUCCIÓN

En Europa, la industria cerámica produce entorno al 25% de la producción de cerámica mundial, y gran parte de esa producción proviene de España, que en 2021 fue el cuarto productor mundial [1]. En el terreno nacional, el 94% de la industria cerámica se concentra principalmente en la provincia de Castellón, concretamente en un área delimitada por un radio de unos 30 kilómetros entorno a Castellón de la Plana-Universitat Jaume I. La fabricación de cerámica comporta un gran impacto medioambiental, tanto por la emisión de CO_2, como por la producción de residuos. Por ello, en las últimas décadas se ha investigado tanto el uso de residuos procedentes de la industria cerámica, como el de cerámica procedente de residuos de construcción y demolición (RCD) en el hormigón. Esto es posible gracias a las excelentes propiedades que ofrece la cerámica, como la resistencia al desgaste o la durabilidad.

En el ámbito del hormigón sostenible, la incorporación de materiales reciclados como sustitutos parciales del cemento y/o de los áridos representa una estrategia clave para reducir el impacto ambiental del sector. Este trabajo se centra tanto en la reutilización de residuo cerámico en polvo como adición mineral, como del residuo cerámico triturado, para utilizar como árido en hormigón.

Diversos estudios han demostrado la viabilidad de reutilizar residuos cerámicos como sustitutos parciales del cemento Portland, destacando su potencial puzolánico. En un estudio [2] demostraron que las baldosas presentan actividad puzolánica, a diferencia de los ladrillos, lo que se atribuye a su menor temperatura de sinterización. Otros, sin embargo, obtuvieron resultados positivos con polvo de ladrillo [3]. Otros estudios [4] confirmaron que polvo obtenido de tejas sinterizadas a 950 °C podía ser empleado para sustituir hasta un 30 % del cemento sin pérdida significativa de propiedades. Por otra parte, en [5] analizaron mezclas con residuos de demolición y cerámica sanitaria, observando un comportamiento adecuado, y otros autores [6] validaron la sustitución de hasta un 35 % de cemento Portland con polvo procedente de baldosas de gres, cumpliendo los requisitos normativos. Esta variabilidad en la actividad puzolánica de distintos residuos cerámicos ha sido atribuida a diferencias en su composición química y contenido de fase amorfa [7].

Por otro lado, el Código Estructural español limita al 20% la sustitución de áridos gruesos y no contempla específicamente los residuos cerámicos como áridos reciclados permitidos. Sin embargo, investigaciones recientes [8] han demostrado resultados positivos en hormigones estructurales que superan dicho límite. Entre los distintos tipos de materiales cerámicos, los áridos reciclados de gres y gres porcelánico poseen menor porosidad que los procedentes de baldosas porosas, presentando una absorción de agua similar a la de áridos naturales calizos [8]. De hecho, el árido cerámico reciclado de gres porcelánico puede ofrecer mayor resistencia a la abrasión [8], y su incorporación en el hormigón como árido permite alcanzar resistencias a compresión comparables a las del hormigón convencional, especialmente cuando se sustituye el árido grueso (grava). Como desventaja, su elevada dureza dificulta el proceso de machaqueo, dificultando la obtención de fracciones finas (arenas) [8].

Este estudio se fundamenta en una investigación previa en la que se analizó el uso de residuos en polvo, provenientes del rectificado de baldosas de gres porcelánico y baldosas porosas, como sustituto parcial del cemento Portland [9]. La investigación, desarrollada a nivel de pastas y morteros, confirmó la viabilidad de reciclar estos residuos cerámicos, demostrando que ambos pueden reemplazar hasta un 25 % del cemento sin comprometer la sostenibilidad del material ni sus propiedades mecánicas.

2.- MATERIALES Y METODOLOGÍA

2.1.- Materiales

En este estudio se utiliza cemento CEM I 52.5R. El residuo cerámico utilizado proviene directamente del proceso de rectificado de baldosas de gres (GP) y no ha precisado de ningún tratamiento para su uso. Este residuo tiene un tamaño de partícula muy similar al del

cemento (alrededor de 20 μm) y su composición química es mayoritariamente SiO_2 y Al_2O_3 [9]. Para realizar el hormigón se han utilizado cuatro áridos: dos áridos naturales y dos áridos reciclados de origen cerámico, con las propiedades indicadas en la Tabla 1. Debido a la dificultad para obtener un árido fino de gres porcelánico con la granulometría adecuada, se utiliza un árido fino de cerámica mezcla (originado de materiales cerámicos variados incluyendo baldosas porosas), con granulometría muy similar a la arena natural.

Tabla 1. Propiedades de los áridos utilizados

Tipo	*Árido natural calizo*		*Árido reciclado cerámico*	
	Grava	*Arena*	*Grava - Porcelánico*	*Arena – Cerámica mezcla*
d-D (mm)	4-12	0-4	6-12	0-4
Densidad (kg/m³)	2700	2700	2300	2200
Absorción (%)	1.6	3.4	1.8	10.2

2.2.- Dosificaciones

En este trabajo se han analizado tres hormigones con las composiciones indicadas en la Tabla 2, con sustituciones incrementales de materiales naturales por residuos cerámicos. Estos hormigones son: 1) un hormigón de referencia (REF), 2) un hormigón con 25% de sustitución de cemento por polvo de rectificado porcelánico (% de sustitución en masa) (designación R25) y, 3) un hormigón con la misma sustitución de cemento por polvo rectificado porcelánico y además 100% de sustitución de árido grueso por árido de gres porcelánico y 100% de sustitución de árido fino por cerámica mezcla. En todos los casos la relación agua/conglomerante (cemento + polvo de rectificado) efectiva es de 0.5, y se ha utilizado un contenido de fluidificante Powerflow 3200 MC-Bauchemie, según se indica en la Tabla 2. El agua en el sistema fue corregida de acuerdo con el coeficiente de absorción de los áridos y su contenido de humedad.

Tabla 2. Composición de los tipos de hormigón estudiados

Material (kg/m³)	*REF*	*R25*	*R25-AM*
CEM I 52.5	300	225	225
Polvo rectificado porcelánico	0	75	75
Agua efectiva	150	150	150
Árido grueso natural	1082	1082	0
Árido fino natural	854	854	0
Árido grueso porcelánico	0	0	921.70
Árido fino cerámica mezcla	0	0	695.85
Fluidificante	0.9537	0.9537	0.9537
Relación A/C	*0.5*	*0.5*	*0.5*

Tras curar las probetas en los moldes durante 24 horas, se desmoldaron y almacenaron en una cámara de humedad con condiciones controladas, a temperatura de 20°C y humedad relativa del 100%, hasta la edad de 28 días, cuando se extrajeron para su ensayo.

2.3.- Metodología

La consistencia de los hormigones desarrollados se determinó mediante el cono de Abrams (EN 12350-2), y la resistencia compresión a 28 días en cubos de 100 mm de lado (EN 12390-3). El comportamiento a altas temperaturas de estos hormigones se estudió ensayando a compresión cubos de 100 mm de lado, tras su exposición a temperaturas de 100°C, 200°C, 400°C, 600°C y 800°C, seguido de un enfriamiento forzado con agua, simulando el impacto de la extinción de fuego.

El calentamiento de las probetas se realizó en un horno eléctrico, *Horno Cerámico SM de Conatec*. Para ello, se introducen los cubos de hormigón en el horno y se programó un temporizador para iniciar el calentamiento del horno a tiempo 0, con una rampa de calentamiento controlada a una velocidad de 10°C/min, y se mantuvo la temperatura hasta que transcurren 8 horas. Esto permite un proceso de secado para reducir la probabilidad de "spalling". Al finalizar esta etapa se realizó la primera extracción de 3 cubos. Posteriormente, se programó una rampa de calentamiento de 10°C/min, se mantuvo la temperatura 30 minutos, y se realizó una nueva extracción de 3 probetas a las dos horas desde la anterior extracción. Las probetas extraídas se sumergieron de inmediato en un balde de agua para inducir un enfriamiento rápido y controlado, y se dejaron en inmersión durante 30 minutos. Tras los 30 minutos de inmersión, las muestras se retiraron del agua y se dejaron secar al aire libre durante 24 horas, para posteriormente realizar el ensayo a compresión. Antes de realizar el ensayo de compresión, se observaron las fisuras formadas en las superficies de los cubos, que en general, mostraron un patrón de fisuración disperso, como se aprecia en la Figura 1.



Figura 1. Patrón de fisuración producida en un cubo de 100 mm de lado del hormigón R25 tras calentar a 600°C y enfriamiento forzado en agua.

3.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1.- Resultados de caracterización

Los resultados de caracterización se resumen en la Tabla 3. Los hormigones REF y R25 obtuvieron una consistencia plástica mientras que R25-AM obtuvo una consistencia blanda. Por lo tanto, la sustitución de cemento Portland por residuo de polvo cerámico de rectificado no cambió la consistencia del hormigón resultante. Los cambios obtenidos en el hormigón R25-AM se asocian a un efecto de los áridos, tanto por la forma como por la granulometría y absorción de agua del árido de cerámica mezcla. Estos hormigones presentan aspectos y consistencias utilizables para distintas aplicaciones, y se podría aumentar su fluidez aumentando el contenido de agua o de superplastificante, según la resistencia y consistencias buscadas. Respecto a los resultados de resistencia a compresión a 28 días, se observa una disminución de la resistencia a compresión del 19% al sustituir un 25% de cemento Portland por el residuo de polvo cerámico. Este resultado se esperaba al reemplazar parte del cemento Portland por el polvo cerámico, ya que las puzolanas tienen una reacción más lenta y prolongada en el tiempo. A las mayores edades (90, 180 días) se espera que esta diferencia disminuya o incluso se invierta, debido a las reacciones puzolánicas detectadas en anteriores trabajos [7]. Sin embargo, al sustituir además la grava y la arena por arena reciclada cerámica mezcla (R25-AM), se produce una ligera pérdida adicional.

Tabla 3. Resultados de caracterización de los ensayos de consistencia y resistencia a compresión a 28 días.

Serie	*Consistencia (mm)*	*Resistencia a compresión (MPa)*	
		Promedio	*Desv. est.*
REF	40	45.37	4.47
R25	40	36.66	0.29
R25-AM	75	34.34	0.78

3.3.- Resultados de resistencia a compresión tras calentamiento y enfriamiento con agua

En la Tabla 4 y la Figura 2, se presentan los resultados de resistencia a compresión sobre las probetas cubicas tras el proceso de calentamiento y enfriamiento forzado con agua, incluyendo el valor medio y la desviación estándar.

Los resultados muestran que para la serie referencia (REF) la resistencia a compresión disminuye progresivamente al aumentar la temperatura de exposición. Sin embargo, en los hormigones con residuos cerámicos, a 100 y 200 °C apenas se producen variaciones en la resistencia a compresión. Incluso a 100°C en la serie R25AM se produjo un incremento de resistencia del 16% con respecto a la resistencia obtenida a temperatura ambiente. Tras la exposición a 600°C, las pérdidas (%) siguen siendo superiores en el hormigón REF, comparado con los hormigones con residuos cerámicos. Sin embargo, tras la exposición a

800°C, este resultado se invierte y la pérdida de resistencia en el hormigón de referencia es de un 71%, mientras que el hormigón R25 obtuvo una pérdida de resistencia del 85%.

Tabla 4. Resistencia a compresión (MPa) tras calentar y enfriamiento forzado.

T(°C)	*REF*		*R25*		*R25-AM*	
	Media	*Desv. est.*	*Media*	*Desv. est.*	*Media*	*Desv. est.*
20	*45.37*	*4.47*	*36.66*	*0.29*	*34.34*	*0,78*
100	41.63	4.35	37.78	1.09	41.47	1.71
200	33.94	1.08	35.06	1.78	35.95	2.13
400	26.10	4.14	29.93	3.42	33.16	0.75
600	22.57	0.99	21.25	0.91	x	
800	13.03	1.12	5.38	2.09	-	

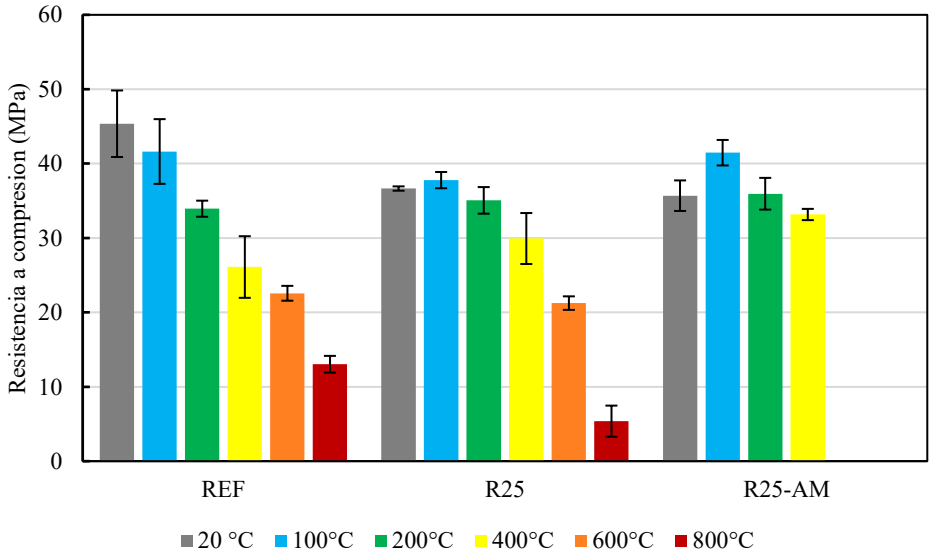


Figura 2. Resistencia a compresión de los hormigones estudiados tras el proceso de calentamiento y enfriamiento forzado en agua.

Respecto a los resultados de la serie R25-AM, después que el horno superara los 400°C, se tuvo que detener el experimento ya que las probetas empezaron a estallar sufriendo el fenómeno "spalling". Estas probetas están representadas con el símbolo "x" en la Tabla 4, por lo que el ensayo a 800°C ya no se realizó (símbolo "-"). El "spalling" observado en las probetas podría deberse a la presencia de sílice, especialmente dióxido de silicio (SiO_2),

abundante en las baldosas cerámicas. A partir de 573 °C, el cuarzo alfa se transforma en cuarzo beta, generando una expansión que puede causar tensiones internas y fisuración [10]. Otra posible causa es la alta absorción de los áridos cerámicos de la fracción fina, por lo que el agua absorbida, al evaporarse rápidamente a altas temperaturas, podría haber generado presión interna contribuyendo al "spalling". Estudios previos de los autores realizados con arena cerámica de tipo porcelánica no mostraron este "spalling" [8], por lo que, en este caso, los autores consideran que la absorción puede ser un factor principal.

4.- CONCLUSIONES

Este estudio experimental ha permitido analizar el comportamiento frente a incendio del hormigón incorporando diferentes residuos de la industria cerámica, tanto como sustituto parcial de cemento Portland, como de árido natural calizo, considerando un proceso de calentamiento y enfriamiento forzado en agua. Las conclusiones que se pueden extraer de este estudio son:

- La sustitución parcial de cemento Portland por polvo cerámico de rectificado no alteró significativamente la consistencia del hormigón. Sin embargo, la incorporación adicional de áridos cerámicos reciclados de naturaleza mezcla, resultó en una consistencia ligeramente superior.
- En cuanto a la resistencia a compresión a 28 días, se observó una disminución del 19 % al sustituir un 25 % de cemento por polvo de rectificado porcelánico, presumiblemente debido a una reacción puzolánica lenta del residuo. Sin embargo, se prevé que esta diferencia se reduzca a edades más avanzadas.
- Frente a la exposición a altas temperaturas combinada con un enfriamiento forzado con agua, hasta 600 °C el hormigón R25, con sustitución parcial de cemento Portland, mostró un comportamiento notablemente mejor que el hormigón convencional. No obstante, a 800 °C, el hormigón R25 presentó mayores pérdidas de resistencia que el hormigón de referencia.
- En la serie con polvo cerámico y árido cerámico tipo mezcla, las probetas sufrieron "spalling" a partir de 400 °C, posiblemente por rápida evaporación del agua retenida en los áridos cerámicos tipo mezcla, debido a su elevada absorción de agua, así como a la expansión térmica generada por la transformación alotrópica del cuarzo.

Este trabajo forma parte de un estudio más amplio que se encuentra en realización, en el que se compara la reutilización en hormigón de tres residuos cerámicos de distinta fracción (polvo, arena y grava) con composiciones cerámicas variadas (polvo porcelánico, grava porcelánica y arena cerámica mezcla). Además, se estudian tres condiciones de enfriamiento distintas: en caliente (sin enfriamiento), con enfriamiento forzado en agua y con enfriamiento natural al aire.

AGRADECIMIENTOS

Los autores expresan su agradecimiento a la Generalitat Valenciana por el apoyo financiero otorgado a través del proyecto CIGE/2023/96. Asimismo, agradecen a Porcelanite Dos S.L. por el suministro del polvo de rectificado procedente de baldosas cerámicas y a Élite Cementos por la provisión del cemento utilizado en esta investigación.

REFERENCIAS

[1] Ceramic World Review 148/2022 https://ceramicworldweb.com/en/magazines/ceramic-world-review-1482022 (acceso 28/05/2025).

[2] Pereira de Oliveira, L.A., Castro-Gomes, J.P., Santos, P.M.S., 2012. 'The potential pozzolanic activity of glass and red-clay ceramic waste as cement mortars components', Construction and Building Materials **31** (2012) 197-203.

[3] Silva, J., de Brito, J., Veiga, R. 'Fine ceramics replacing cement in mortars. Partial replacement of cement with fine ceramics in rendering mortars', Materials and Structures **41** (2008), 1333-1344

[4] Lavat, A.E., Trezza, M. A., Poggi, M. 'Characterization of ceramic roof tile wastes as pozzolanic admixture', Waste Manag. **29** (2009), 1666–1674

[5] Medina, C., Banfill, P.F.G., De Rojas, M.I.S., Frías, M. 'Rheological and calorimetric behaviour of cements blended with containing ceramic sanitary ware and construction/demolition waste', Constr. Build. Mater. **40** (2013), 822–831

[6] Mas, M.A., Monzó, J., Payá, J., Reig, L., Borrachero, M.V. 'Ceramic tiles waste as replacement material in Portland cement', Adv. Cem. Res., **28** (4) (2016), 221–232

[7] Pitarch, A.M., Reig, L., Tomás, A.E., Forcada, G., Soriano, L., Borrachero, M.V., Payá, J., Monzó, J.M., 2021. 'Pozzolanic Activity of Tiles, Bricks and Ceramic Sanitary-Ware in Eco-Friendly Portland Blended Cements'. J. Clean. Prod. **279**, 123713

[8] Roig-Flores, M., Reig, L., Albero, V., Hernández-Figueirido, D., Melchor-Eixea, A., Pitarch, Á.M., Piquer, A. 2023. 'Utilisation of Ceramic Stoneware Tile Waste as Recycled Aggregate in Concrete'. Buildings **13** (8) (2023), 1968

[9] Hernández-Valls, J. 'Reciclado y valoración de residuos de rectificado de baldosas cerámicas en la fabricación de cementos sostenibles'. Universitat Jaume I, Escola Superior De Tecnologia I Ciències Experimentals. Trabajo Final de Master, Máster En Ingeniería En Tecnologías Industriales (2024).

[10] Tufail, M., Shahzada, K., Gencturk, B., & Wei, J. 'Effect of elevated temperature on mechanical properties of limestone, quartzite and granite concrete'. International Journal of Concrete Structures and Materials **11** (2017), 17-28.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Efecto de las condiciones de ensayo en el poder descontaminante de morteros fotocatalíticos

Auxi Barbudo[(1)], Manuel G. Beltrán[(2)], Adela P. Galvín[(1)], Rafael Linares[(1)], Antonio López-Uceda[(3)]

[(1)] Área de Ingeniería de la Construcción, Universidad de Córdoba, España.
[(2)] Departamento de Ingeniería Geológica y Minera, Universidad de Castilla - La Mancha, España.
[(3)] Departamento de Mecánica, Universidad de Córdoba, España

RESUMEN

Actualmente, las medidas implementadas para combatir la contaminación del aire resultan insuficientes. Por ello, en los últimos años, se han comenzado a utilizar en el sector de la construcción productos fotocatalíticos cuyo objetivo principal es reducir los compuestos NO_x presentes en la atmósfera, además de ofrecer otras ventajas, como propiedades fungicidas y bactericidas. Estos productos están compuestos por un fotocatalizador, generalmente, óxido de titanio (TiO_2), que, mediante la acción de la luz solar (o una fuente de luz artificial con una longitud de onda adecuada), descompone los NO_x atmosféricos en sustancias inocuas para el medio ambiente.

El poder fotocatalítico de un material de construcción debe analizarse según un ensayo normalizado. Sin embargo, en la actualidad, existen varias normativas vigentes para realizar dichos ensayos en materiales de construcción, y en cada una de ellas existen variantes en algunos aspectos tan relevantes como la concentración de NO, temperatura, irradiación, humedad, tiempo de exposición… ofreciendo diferencias en los resultados obtenidos según la norma aplicada. El presente estudio pretende determinar la influencia de los diferentes tipos de procedimientos de preparación previa de las probetas en los resultados del poder descontaminante en morteros de revestimiento fotocatalíticos, concluyendo que el secado en estufa y el pre-tratamiento con lámpara ultravioleta, aumentan dicha reducción de NO_x.

PALABRAS CLAVE: morteros, fotocatálisis, descontaminación, condiciones ambientales

1.- INTRODUCCIÓN

Se entiende por contaminación atmosférica "*la presencia en el aire de materias o formas de energía que impliquen riesgo, daño o molestia grave para las personas y bienes de cualquier naturaleza*" [1]. Aunque se puede originar contaminación atmosférica por escapes de gases u otro material volátil, la principal fuente de contaminación son los procesos que implican combustión, al producirse la oxidación de los distintos elementos que componen los combustibles, las materias primas y el aire.

Esta contaminación induce diferentes enfermedades respiratorias y de otros tipos y es una de las principales causas de mortalidad. Los datos de la OMS muestran que casi el 99% de la población mundial respira un aire que supera los límites recomendados y contiene altos niveles de contaminantes [2]. Además, la calidad del aire está fuertemente relacionada con el clima del planeta, así como con los ecosistemas de todo el mundo [3]. A pesar de las iniciativas internacionales, europeas, y nacionales, como convenios, protocolos, directivas, leyes, o reales decretos, y a pesar de diferentes iniciativas de difusión y concienciación a la ciudadanía, los niveles de contaminación atmosférica en Europa siguen estando muy por encima de los niveles recomendados por la Organización Mundial de la Salud (OMS), lo que se considera una amenaza significativa para nuestra salud [3].

Por otro lado, el sector de la construcción mantiene una relación muy estrecha con el medio ambiente, ya supone un importante consumo de recursos, muchos de los cuales son no renovables, genera una gran cantidad de residuos y es una fuente de contaminación del aire y el agua [4]. Para mitigar este impacto, en los últimos años, se están aplicando productos de construcción fotocatalíticos cuya finalidad es, fundamentalmente, la reducción de los compuestos de NO_x de la atmósfera, además de otras múltiples ventajas como el de actuar como fungicidas y bactericidas. La fotocatálisis se puede definir como una reacción de oxidación/reducción que se produce cuando una fuente de luz (natural o artificial) activa un catalizador (usualmente TiO_2 o derivado) en presencia de oxígeno [5].

El poder fotocatalítico de un material de construcción debe analizarse según un ensayo normalizado. Sin embargo, en la actualidad, en España existen varias normativas vigentes para realizar dichos ensayos en materiales de construcción. Las más utilizadas son:

a) *UNE-ISO 22197-1:2012 de cerámicas técnicas. Métodos de ensayo relativos al funcionamiento de materiales fotocatalíticos semiconductores para la purificación del aire*. Describe un método para evaluar el rendimiento de materiales fotocatalíticos en la purificación del aire mediante la medición de NO_x.

b) *UNE 127197-1:2014 de aplicación del método de ensayo para evaluar el rendimiento en la purificación de aire mediante materiales semiconductores fotocatalíticos embebidos en productos prefabricados de hormigón*. Complementando la norma anterior, detalla parámetros aplicables a elementos prefabricados de hormigón y establece criterios de interpretación de resultados, así como clasificación de productos según su actividad. Antes del proceso de eliminación del contaminante, la probeta debe someterse a un curado o acondicionamiento con condiciones ambientales diferentes al anterior.

c) *UNE-EN 16980-1 de Fotocatálisis "Métodos de ensayo de flujo continuo"*. Mide la reducción fotocatalítica del óxido nítrico (NO) por materiales fotocatalíticos utilizando un reactor de tanque agitado en continuo con flujo tangencial a la muestra.

Analizando dichas normativas, se observa diferencias en la temperatura y la humedad relativa, en las dimensiones de la probeta, en la existencia o no de preparación previa de la misma, así como de sus condiciones ambientales y tiempo de curado de la probeta, la concentración de NO…etc.

Es decir, las condiciones de ensayo de fotocatálisis, y en concreto, las de tratamiento previo de las probetas de mortero, son diferentes en cada una de las normas anteriormente indicadas, lo cual conlleva a diferencias entre resultados finales, que se generalizan en errores de clasificación y por ende, pérdida u obtención de certificación y subvenciones. Esto justifica la necesidad de este estudio, que sirva como base científica para unificar normativa de ensayo.

2.- MATERIALES

En esta investigación se han analizado probetas de mortero, fabricadas en laboratorio, con arena natural silícea de tamaño 0-1 mm, un cemento CEM I-52,5R, agua y un aditivo aireante CHRYSO®StabH2.

A partir de estos materiales, se fabricaron diferentes morteros con distintas adiciones de un suelo extraído de la finca experimental del Campus Universitario Rabanales de la Universidad de Córdoba, España (en adelante, "suelo fotocatalítico") que ha demostrado previamente, tener un poder reductor de NOx. Este suelo tiene naturaleza arcillosa y fue cuarteado, triturado y tamizado por el tamiz de 1 mm. La dosificación de cada uno de los componentes fue calculada, experimentada y comprobada por investigadores del grupo en otra investigación.

3.- MÉTODOS

3.1.- Fabricación de morteros

El mortero de referencia se fabricó en laboratorio con la dosificación que se indica en la **Tabla 1**. El proceso de amasado se realizó en cámara climática con 21ºC de temperatura y un 65% de humedad, y, una vez fabricados los morteros en estado fresco, se procedió al moldeo en prismas de 0,3 cm de espesor y una superficie de 5x5 cm. De igual forma, se fabricaron unas probetas prismáticas para su comprobación en cuanto a comportamiento mecánico.

Tabla 1. Dosificación para la elaboración de mortero

	Arena natural	***Cemento***	***Agua***	***Aditivo***
Cantidad	1350 g	450 g	225 g	0,5 ml

Una vez rellenados y enrasados los moldes, los morteros se endurecieron mediante curado en cámara húmeda a 20º ± 2ºC, y con una humedad igual o mayor de 95%, hasta una edad mínima de 28 días, tiempo suficiente para que se hayan producido casi la totalidad de las reacciones de hidratación del cemento.

De igual forma, se procedió a la fabricación de 6 series de morteros adicionales, con incorporación del 2,5%, 5%, 7,5%, 10%, 12,5% y 15% en peso del suelo fotocatalítico, antes descrito, respecto a la cantidad de arena natural. Se denominó "M-0" al mortero de

referencia, y "M-X", al resto, siendo "X" el porcentaje de adición en peso de suelo fotocatalítico añadido.

3.2.- Estudios de comportamiento mecánico

Como medida de control sobre el comportamiento mecánico, a los 28 días de curado, se procedió a el ensayo de rotura a resistencia a compresión sobre 4 probetas prismáticas de 4x4x8 cm.

3.3.- Estudio del poder reductor de NO_x

Se han analizado las mismas muestras de mortero con tres pre-tratamientos diferentes:

a) sin ningún tratamiento previo, tras 28 días de curado en cámara, y dejado secar a temperatura y humedad ambiente durante al menos 3 días.

b) después de 28 días de curado, y con secado en estufa a 110ºC durante al menos 24 h (para asegurar masa constante).

c) después de 28 días de curado, y con tratamiento previo: con irradiación a unos 10W/m^2 de luz ultravioleta (UV) durante, al menos, 5 h. Después, se sumergió cada probeta en agua desionizada durante un mínimo de 2 horas, y se secó posteriormente en estufa.

En estos dos últimos casos, las probetas se mantuvieron guardadas en un contenedor hermético hasta su ensayo.

Para la medición de la reducción de NO_x se utilizó una cámara de envejecimiento, que, en la parte superior interior de ésta, se utilizó una lámpara de luz UV con una irradiancia de unos 10 W/m^2. Una vez colocada la probeta en el portamuestras, se conectan las tuberías de entrada y salida de gases, que ambas poseen un analizador de NO_x por quimioluminiscencia.

Por medio de controladores, se aplica a la entrada, gases a una concentración de 100 ppb de NO, con un 50% humedad. Una vez alcanzados todos los parámetros de ensayo prefijados, se enciende la lámpara y se observa un descenso del contenido en NO_x, que dependerá, entre otros, del contenido de TiO_2, y de la mineralogía del material. La eficiencia fotocatalítica se mide en porcentaje (%) de descenso y se calcula mediante la siguiente fórmula:

$$Degradación\ (\%) = \left(\frac{C_0 - C_t}{C_0}\right) x100$$

Donde:
C_0: concentración inicial del contaminante.
C_t: concentración en un tiempo t tras irradiación, en nuestro caso, 1 hora.

4.- RESULTADOS Y ANÁLISIS

4.1.- Fabricación de morteros

Tal y como se ha indicado anteriormente, se fabricaron un total de 7 amasadas.

4.2.- Estudios de comportamiento mecánico

El valor medio de las 4 probetas analizadas en el ensayo de compresión se muestran en la Tabla 3. De forma general, se observa una disminución en la resistencia a compresión a medida que aumenta el porcentaje de suelo fotocatalítico en el mortero. Hasta una incorporación del 5%, inclusive, el descenso observado es prácticamente insignificante. Sin embargo, la resistencia a compresión llega a disminuir hasta un 31% para el caso de M-15, comparado con el mortero de referencia M-0. Esta tendencia sugiere que la incorporación de este suelo tiene un efecto negativo en el comportamiento mecánico del mortero, lo que puede deberse a varios factores que afectan a la microestructura y cohesión del material [6-9].

Tabla 3. Resistencia a compresión, en MPa, a 28 días de curado

	Resist. compresión
M-0	15,6
M-2,5	14,8
M-5	14,6
M-7,5	12,8
M-10	11,4
M-12,5	11,0
M-15	10,8

Aun así, todos valores obtenidos son aptos para su uso como morteros de revoco (una de las aplicaciones más usuales de los morteros fotocatalíticos), ya que todos se clasificarían como CS IV según la norma UNE-EN 998-1, esto es, todas las resistencias son superiores a 6 N/mm^2 (MPa), que es la mayor categoría en la clasificación propuesta según dicha norma, para las propiedades de mortero endurecido.

4.3.- Estudio del poder reductor de NO_x

En la Fig. 1 se muestran los resultados medios de dos muestras obtenidos para las muestras de morteros con distinto porcentaje de material fotocatalítico. Los datos obtenidos para los morteros ***sin tratamiento previo*** muestran que a medida que aumenta el porcentaje de suelo fotocatalítico en las muestras analizadas, la reducción de NO_x también aumenta de manera significativa. Esto sugiere que el material fotocatalítico está teniendo un efecto positivo en la reducción de los NO_x presentes en el ambiente, al igual que ocurre en las investigaciones de Byrne y col. (2022) [10] y Fujishima y col. (2000) [11].

En cambio, ***con secado en estufa a 110 ºC,*** se observa que, para cada porcentaje de suelo fotocatalítico, la reducción de NO_x es significativamente mayor en comparación con los morteros sin tratamiento previo. Esta tendencia de aumento se mantiene en todos los niveles de suelo fotocatalítico, indicando que el tratamiento térmico mejora la capacidad fotocatalítica de los morteros. Una explicación puede ser la que ofrecen los investigadores Fujishima y col. (2000) [11] o Carp y col (2004) [12], que indican que la humedad residual puede interferir con la fotocatálisis, ya que podría ocupar espacios activos en la superficie

del fotocatalizador, impidiendo que los reactivos como el oxígeno y los contaminantes interactúen eficientemente. Por otro lado, Herrmann (1999) [13] explica que, durante el secado en estufa, también se pueden volatilizar y eliminar algunos contaminantes orgánicos presentes en los morteros, y se puede prevenir la competencia de éstos con los procesos fotocatalíticos, permitiendo que la fotocatálisis se enfoque más eficazmente en los objetivos deseados, como la descomposición de contaminantes específicos o la autolimpieza.

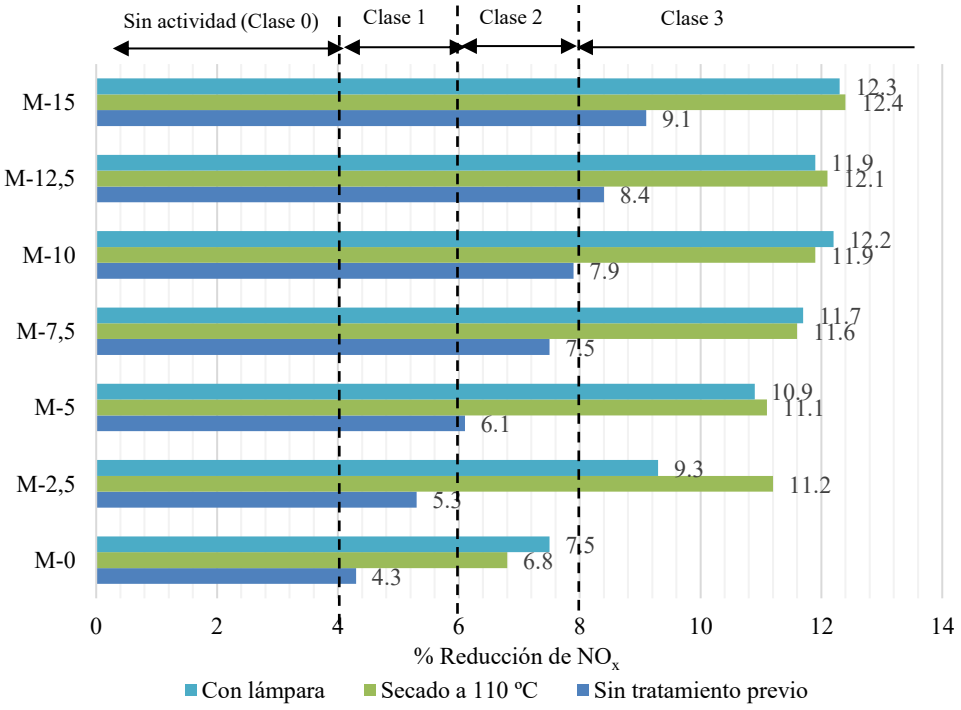


Figura 1. Análisis de los niveles de eliminación de NO_x

En cuanto a las muestras analizadas ***con tratamiento previo mediante lámpara UV***, se observa una mayor reducción de NO_x en comparación con los datos de referencia (sin tratamiento previo), aunque muy similares a los obtenidos con secado en estufa. Según Fujishima y col. (2000) [11], el tratamiento previo con lámpara UV activa el fotocatalizador (TiO_2) antes de que comience la fotocatálisis propiamente dicha, y por tanto, la reacción de reducción de NO_x puede comenzar más rápidamente y con mayor intensidad en comparación con las muestras no tratadas previamente.

Nakamura y Nakato (2004) [14] explica que el tratamiento previo con lámpara UV provoca la formación de especies reactivas de oxígeno, que tienen un alto poder oxidante, lo que les permite descomponer de manera eficiente los NO_x en compuestos menos dañinos, como son los nitratos. Sin embargo, Chen y Poon (2009) [15] razonan este comportamiento a que

la exposición a UV antes del análisis también puede limpiar la superficie del fotocatalizador al eliminar posibles contaminantes o moléculas que bloquean los sitios activos. Esto mejora la disponibilidad de los sitios activos para la reacción, facilitando una mayor interacción con los NO_x y, por lo tanto, una mayor tasa de reducción.

Todo esto nos confirma que el tratamiento previo realizado a las muestras de mortero antes de su introducción en la cámara de envejecimiento va a determinar significativamente en los resultados que se vayan a obtener. Por tanto, es esencial unificar las metodologías de ensayo para luego comparar los resultados.

Por otro lado, de acuerdo con la norma UNE 127197-1:2014, se puede clasificar el producto según el rendimiento de la purificación de aire medido en tanto por ciento de reducción de NO_x. De esta forma, marcando los límites indicados en dicha norma en la Fig. 1, se puede apreciar que todos los morteros analizados se clasifican como "fotocatalíticos" ya que no se ha obtenido ningún caso en la "clase 0" (sin actividad fotocatalítica). Además, a partir de 12,5% de incorporación de suelo fotocatalítico se han obtenido morteros de "clase 3".

Por otro lado, todos los morteros con incorporación de suelo fotocatalítico se han clasificado en la "clase 3", siempre que se les haya aplicado un *tratamiento previo*, ya sea *con secado en estufa,* como con *lámpara UV*, confirmando que el tratamiento previo, ya sea con luz UV o con secado térmico, optimiza la capacidad fotocatalítica. No obstante, el secado mediante lámpara permite una simulación más precisa de la radiación solar, lo que facilita su extrapolación a condiciones reales de exposición.

5.- CONCLUSIONES

La fotocatálisis se presenta como una alternativa adicional de lucha contra el cambio climático y su aplicación en material de construcción, como es el caso de morteros de revoco, es viable, desde un punto de vista tanto mecánico como medioambiental o de reducción de NO_X.

En vista de la heterogeneidad de condiciones ambientales marcadas en las diferentes normativas de aplicación en España sobre la realización del ensayo de fotocatálisis en materiales de construcción, el presente trabajo se centra en la influencia del tratamiento previo en el poder descontaminante final de la muestra.

Los resultados obtenidos mostraron que tanto el tratamiento previo con lámpara UV, como el de secado en estufa mejoraron significativamente la capacidad fotocatalítica de los morteros en comparación con los morteros sin tratamiento previo, aunque el secado en estufa mostró una ligera ventaja en la mayoría de los casos.

En cuanto a las propiedades mecánicas, no fueron objeto de este estudio, aunque sí se realizó el ensayo de resistencia a compresión para comprobar que, en todos los casos, las resistencias obtenidas validaban su uso para morteros de revoco.

REFERENCIAS

[1] Ley 34/2007, de 15 de noviembre, de calidad del aire y protección de la atmósfera. BOE núm. 275, de 16/11/2007.
[2] Castellote Armero, M. (2015). Construcciones sanas para un entorno mejor: Calidad del aire interior y fotocatálisis en construcción. 2015. Libro de Ponencias. Seminario 11. Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja. IETcc. Consejo Superior de Investigaciones Científicas Agencia Europea de Medio Ambiente.
[3] Piñeiro García, P., García-Pintos Escuder, A. (2009). Prácticas ambientales en el sector de la construcción. El caso de las empresas constructoras españolas. Investigaciones europeas de dirección y economía de la empresa, 15(2), 183–200.
[4] Asociación Ibérica de Fotocatálisis (AIF). (2011). Libro Blanco de la Fotocatálisis. Madrid: Asociación Ibérica de Fotocatálisis.
[5] Gartner, E.M., Young, J.F., Damidot, D.A. and Jawed, I. (2001). Hydration of Portland cement. In book: Structure and Performance of Cements, 2nd Edition. Edition: 2. Chapter: 3. Publisher: CRC PressEditors: J. Bensted, P. Barnes.
[6] Nazari, Ali & Riahi, Shadi. (2010). The effect of TiO_2 nanoparticles on water permeability and thermal and mechanical properties of high strength self-compacting concrete. Materials Science and Engineering, 528 (2), 756-763.
[7] Zhang, M.H., Li, H. (2011). Pore structure and chloride permeability of concrete containing nano-particles for pavement. Constr Build Mater, 25 (2), 608-616.
[8] Güneyisi, E., Gesoglu, M. & Özbay, E. (2010). Strength and drying shrinkage properties of self-compacting concretes incorporating multi-system blended mineral admixtures. Constr Build Mater 24. 1878-1887.
[9] Shaaban, I., Elsayad, H., El-Ghaly, A., Moussa, S. (2020). Effect of micro TiO_2 on cement mortar. European Journal of Materials Science and Engineering. 5. 58-68.
[10] Fujishima, A., Rao, T. N., Tryk, D. A. (2000). Titanium dioxide photocatalysis. Journal of Photochemistry and Photobiology C: Photochemistry Reviews, 1(1), 1-21.
[11] Carp, O., Huisman, C. L., & Reller, A. (2004). Photoinduced reactivity of titanium dioxide. Progress in Solid State Chemistry, 32(1-2), 33-177.
[12] Herrmann, J. M. (1999). Heterogeneous photocatalysis: fundamentals and applications to the removal of various types of aqueous pollutants. Catalysis Today, 53(1), 115-129.
[13] Nakamura, R., Nakato, Y. (2004). Primary intermediates of oxygen photoevolution reaction on TiO_2 (Rutile) particles, revealed by in situ FTIR absorption and photoluminescence measurements. Journal of the American Chemical Society, 126(38).
[14] Chen, J., Poon, C. S. (2009). Photocatalytic construction and building materials: from fundamentals to applications. Building and Environment, 44(9), 1899-1906.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Investigación y Desarrollo de Hormigones Autocompactantes Coloreados (HACC) con énfasis en la valorización de residuos.

Camila De Los Santos Cascino [(1)], Gemma Rodríguez de Sensale [(2)]

[(1)(2)] Instituto de Tecnologías, Fac. de Arquitectura, Diseño y Urbanismo, Universidad de la República, Uruguay.

RESUMEN

El presente trabajo describe las etapas iniciales de un proyecto cuyo objetivo es comparar el desempeño de hormigones autocompactantes coloreados (HACC) desarrollados con: dos colores de cemento portland (gris y blanco), cuatro colores de pigmentos industriales (PI) y dos de pigmentos provenientes de remanentes industriales (PR) realizándose las muestras con dos porcentajes distintos de pigmentos. El proyecto se lleva a cabo en dos escalas: morteros y hormigones, evaluándose el desempeño de los residuos como pigmentos, comparándolo con el de las muestras desarrolladas con PI. En la fase realizada hasta el momento se caracterizaron los materiales, se procesaron los residuos para obtener tamaños de partícula similares a los de los PI, se estudió la compatibilidad entre el cemento y el aditivo, determinando el porcentaje óptimo de éste mediante el ensayo del cono de Marsh. La influencia de los distintos tipos de pigmentos en pastas de cemento se evaluó a través del ensayo mini-slump. Se realizó la dosificación de morteros y hormigones, habiendo fabricado hasta la fecha probetas de mortero de 4x4x16 cm que fueron sometidas a ensayos de compresión y flexión a los 28 días de edad. Los resultados alcanzados y las conclusiones se presentan en el trabajo.

PALABRAS CLAVE: Hormigones autocompactantes coloreados, pigmentos, valorización de residuos, ceniza de cascara de arroz, polvo de ladrillo.

1.- INTRODUCCIÓN

El hormigón es el material más utilizado a nivel mundial, habiendo un gran número de investigaciones que buscan mejorar sus propiedades. Recientemente, el hormigón coloreado o arquitectónico (HC, HA respectivamente) ha adquirido gran importancia debido a su versatilidad e impacto visual y técnico. Esto lo hace atractivo para usos donde la estética juega un rol importante y permite que se utilice en diversas escalas y climas. Los objetivos de esta investigación son la comparación de HACC realizados con materiales disponibles en Uruguay: Cemento Portland —gris y blanco—, pigmentos industriales (PI) de colores rojo, amarillo, negro y azul y pigmentos provenientes de residuos (PR) negros y rojos, obtenidos a partir de ceniza de cáscara de arroz (CCA) y polvo de ladrillo (PL), dos residuos muy abundantes en el país que se buscan valorizar.

En el año 2019 en Uruguay entró en vigor la Ley Nº19.829 [1] cuyo objetivo es: “la protección del ambiente y la promoción de un modelo de desarrollo sostenible (…)

mediante la prevención y reducción de los impactos negativos de la generación, el manejo y todas las etapas de gestión de los residuos y el reconocimiento de sus posibilidades de generar valor y empleo de calidad". El manejo del volumen que ocupan los residuos agroindustriales es un gran problema a la hora de la disposición final. A nivel mundial se producen cerca de 112 millones de toneladas métricas de cáscara de arroz por año [2]. En Uruguay, en la zafra 2024/2025 se estima la producción de 1,65 millones de toneladas de arroz que derivan en 330.000 toneladas de cáscara de arroz (20%) y 66.000 toneladas de CCA, residuo que actualmente no tiene ningún uso [3, 4]. Por otro lado, el polvo de ladrillo es residuo de obras civiles (ROC) de construcción y demolición (RCD). Su poder contaminante es bajo, pero el impacto visual y el volumen que ocupan afecta sobremanera a su disposición final por lo que en general se dispone informalmente. Los ROC de Montevideo y su Área Metropolitana en 2003 fueron 443.500 toneladas, para 2025 se proyecta 669.000 toneladas [5]. En función de lo anteriormente expuesto, el estudio de estos residuos como componentes de HACC resulta de interés económico, ambiental y técnico. Por una parte, promueve la valorización de residuos que actualmente carecen de una vía ambientalmente adecuada de disposición final y cuya acumulación representa un problema para las industrias que lo generan. Por otra parte, dado que los pigmentos que se utilizan son importados, su sustitución por materiales residuales locales podría reducir significativamente los costos de producción. El aspecto técnico también es importante ya que no todos los PI comercializados en el país poseen fichas técnicas que brinden información suficiente de sus características. En consecuencia, no se dispone de datos acerca de su compatibilidad con los constituyentes del hormigón; es por ello que el estudio de sus propiedades y la búsqueda de posibles sustitutos adquiere especial relevancia. Al respecto existen antecedentes a nivel regional e internacional [6-13]. A nivel nacional estudian la alteración de color de hormigones pigmentados [14-18] y polvo de ladrillo como adición puzolánica [19].

2.- MATERIALES Y MÉTODOS

Inicialmente, se caracterizaron los materiales y residuos a emplear en morteros y hormigones. A los agregados finos (arena terciada y arena gruesa) y al agregado grueso (pedregullo) se les realizó el análisis granulométrico, obteniendo la curva granulométrica para los primeros y el tamaño máximo de agregados (TMA) para los segundos. Además, se evaluaron la densidad aparente, la densidad de partículas y la absorción. La optimización del esqueleto granular se realizó según la norma ASTM C29/C29M-23 con agregados sin compactar, dado que los hormigones serán autocompactantes. Por ello, se limitó el TMA a 20 mm pues es recomendable para HAC que éste esté comprendido entre 12 y 20 mm.

Los cementos utilizados son: gris CPF 40 y blanco CEM I 52,5 R. El aditivo es en base a poli carboxilatos. Para evaluar su compatibilidad se realizó el ensayo de Cono de Marsh, determinando el porcentaje óptimo de aditivo para cada cemento. Los PI y los PR se caracterizaron químicamente y se determinó el tamaño medio de partículas. Como los pigmentos industriales tienen dimensiones entre 0,09 µm y 0,8 µm, los residuos fueron molidos para obtener dimensiones similares a estas y así contar con buena capacidad pigmentante, ya que su tamaño define en gran medida el poder cubritivo que tienen de las partículas de cemento [20]. También se realizaron ensayos de mini-slump para evaluar el

comportamiento de las pastas de cemento con los distintos tipos y porcentajes de pigmentos. Estos resultados se utilizaron para ajustar el porcentaje de aditivo a utilizar en cada caso.

En base a la información obtenida de la caracterización se realizó la dosificación de los HACC por el Método Combinado [21]. En la tabla 1 se presenta la dosificación genérica para hormigones con base cemento gris (CPG) y cemento blanco (CPB) con los porcentajes de pigmentos usados (3% y 6%), siendo la dosificación de los morteros un ajuste de ésta. En ambos casos los pigmentos se consideraron como adición, no sustitución; el aditivo se ajustó a los efectos de obtener una consistencia de 18±2 cm. Las probetas para los ensayos de resistencia mecánica se amasaron, curaron y ensayaron siguiendo la norma UNE-EN 1015-11:2020, realizándose tres probetas de 40x40x160 mm por cada dosificación y se curaron en bolsa de polietileno según lo previsto en dicha norma. Se ensayaron a los 28 días utilizando una prensa multiensayo Controls MCC8, un bastidor doble cámara para ensayos de morteros y los accesorios correspondientes para ensayos de flexión y compresión. Inicialmente se determinó la resistencia a flexión, luego la resistencia a compresión de cada mitad.

Tabla 1. Proporciones de los materiales en HACC

Hormigón	*Cemento*	*Agua*	*Pigmento*	*Aditivo*	*Agreg. fino*	*Agreg. grueso*
			[kg/m³]			
CPG3	507	209	16	6,33	782	778
CPG6	491	210	32	6,14	782	778
CPB3	507	207	16	9,50	782	778
CPB6	491	207	32	9,20	782	778

3.- RESULTADOS Y DISCUSION

3.1.- Caracterización de materiales

La Figura 1 muestra las curvas granulométricas de los agregados finos junto con las correspondientes a la Clase I (recomendables para su uso en hormigón) y Clase II (aceptables para su uso en hormigón) según la norma UNIT 82:1951. Se observa que la arena terciada tiene mayor cantidad de fracciones granulométricas finas, pero fracciones gruesas insuficientes, mientras que la arena gruesa está casi completamente dentro de la Clase I. Se realizó una mezcla 80% arena gruesa 20% arena terciada, obteniéndose una curva granulométrica que se encuentra completamente dentro de la clase I. La Tabla 2 presenta las propiedades físicas de los agregados utilizados. Según la norma UNIT 1050:2005, el límite máximo permitido de absorción de agua es del 5%, valor que no superada ninguno de los tres agregados evaluados.

Con el objetivo de minimizar la cantidad de vacíos en el hormigón, se optimizó el esqueleto granular, obteniendo como proporción óptima de áridos gruesos – áridos finos una relación 50% - 50% como se presenta en la Figura 2(a).

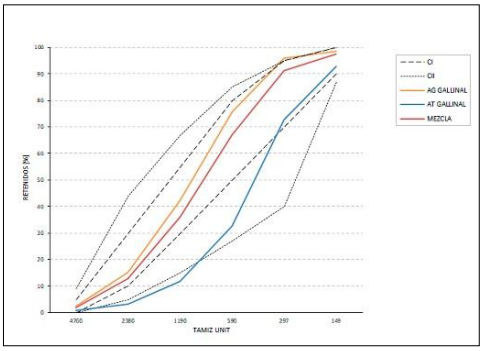


Figura 1. Curva granulométrica de los agregados finos utilizados

Tabla 2. Propiedades físicas de los agregados

Propiedad	*Arena terciada*	*Arena gruesa*	*Pedregullo*
Absorción de agua [%]	0,22	0,78	0,43
Densidad aparente [kg/m^3]	1528,7	1562,9	1528,7
Densidad de partículas [kg/m^3]	2453,4	2462,4	257,5

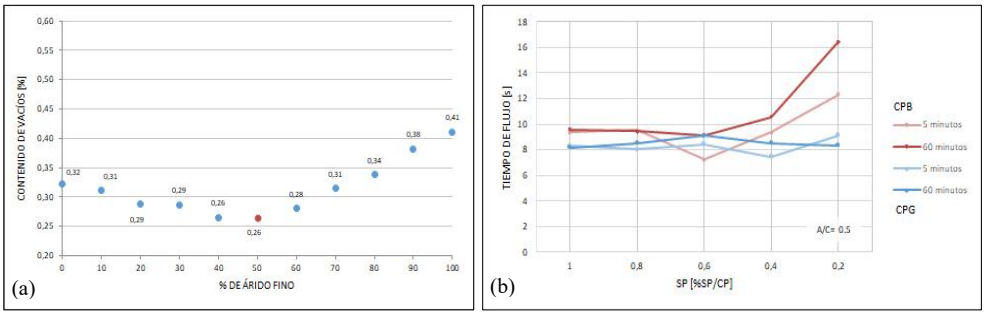


Figura 2. (a) Esqueleto granular; (b) Compatibilidad CP/aditivo

3.2.- Pasta de cemento y pigmentos

La Figura 2(b) muestra los resultados del ensayo de Cono de Marsh utilizado para evaluar la compatibilidad de los cementos y el superplastificante (SP). Ambos cementos resultaron compatibles, saturándose en 0,6% el CPB y en 0,4% el CPG. El ensayo de mini-slump permitió analizar el efecto de los pigmentos en las pastas en estado fresco y ajustar la dosis de SP para lograr un explayamiento dentro de ±1,5 cm respecto a la pasta patrón. En la tabla 3 se presentan los resultados obtenidos siendo: P (patrón), R (rojo), A (amarillo), AZ (azul), N (negro), CCA (ceniza de cáscara de arroz) y PL (polvo de ladrillo). El número

corresponde a los pigmentos utilizados por peso de cemento (3%, 6% y 1,5%). Tomando como base el cemento gris, se observó que el pigmento amarillo requiere más aditivo para mantener la consistencia de la pasta patrón, coincidiendo con lo planteado por diversos autores que lo atribuyen a la forma acicular de sus partículas. En cambio, los pigmentos negro y azul fluidifican la pasta incluso sin aditivo. El pigmento azul presentó partículas sobrenadantes luego de mezclado mientras que el negro incorpora una gran cantidad de burbujas (Figura 3). Al utilizar CPB las mezclas resultaron más secas, requiriendo SP incluso en la pasta patrón para aproximarse a la consistencia obtenida con CPG. Según recomendación de la Dra. Anahí López (LEMIT, Argentina), se empleó menor porcentaje de pigmentos azules y negro (1,5%), obteniéndose resultados más satisfactorios. Los residuos, tras la molienda logran buen poder tintóreo y consistencias adecuadas.

Tabla 3. Mini-slump: (a) CPG; (b) CPB

(a) CPG	*P*	*R3*	*R6*	*A3*	*A6*	*AZ3*	*AZ6*
Aditivo [%]	0,00	0,02	0,14	0,19	0,35	0,00	0,00
D*prom.* [cm]	12,05	11,30	12,40	11,45	12,15	14,75	15,15
	N3	*N6*	*CCA3*	*CCA6*	*PL3*	*PL6*	
Aditivo [%]	0,00	0,00	0,17	0,34	0,14	0,15	
D*prom.* [cm]	13,85	13,95	11,70	11,75	11,95	11,85	

(b) CPB	*P*	*R3*	*R6*	*A3*	*A6*	*AZ1,5*	*AZ3*	*AZ6*
Aditivo [%]	0,14	0,16	0,27	0,33	0,40	0,00	0,00	0,00
D*prom.* [cm]	10,95	9,75	11,10	12,15	10,90	11,70	14,00	15,40
	N1,5	*N3*	*N6*	*CCA3*	*CCA6*	*PL3*	*PL6*	
Aditivo [%]	0,00	0,00	0,00	0,21	0,35	0,14	0,22	
D*prom.* [cm]	13,00	14,75	14,40	11,00	11,85	11,35	11,45	

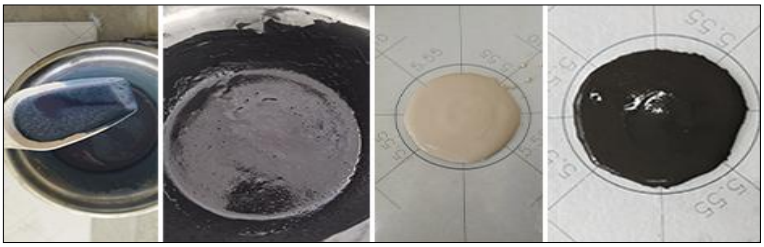


Figura 3. Pastas obtenidas con pigmento AZ/N/PL/CCA respectivamente

3.3- Ensayos de resistencia mecánica

Los resultados de resistencia a flexión de los morteros se presentan en la Figura 4. Con CPG como base, la mayor resistencia se obtuvo en la muestra PL6, seguida por la muestra patrón. En contraste, los morteros con pigmento negro mostraron el peor desempeño, atribuible a la elevada incorporación de burbujas, derivando en un mortero muy poroso y,

en consecuencia, en una menor resistencia. Utilizando CPB como base, la mayor resistencia se obtuvo en las muestras A3, A6 y R3, siendo las de CCA3 y PL6 muy cercanas; las resistencias más bajas se observaron en AZ6 y N3. Con CPG y PI, salvo en el caso del pigmento amarillo, la resistencia disminuyó a medida que se incrementó el porcentaje de pigmento, en cambio, con PR la resistencia aumentó al incrementarlo. Para los morteros realizados con CPB y PR este comportamiento de aumento de la resistencia al aumentar el contenido de pigmento sólo sucede en las muestras con PL.



Figura 4. Resistencia a flexión de morteros

Los resultados de resistencia a compresión de los morteros se muestran en la Figura 5. Con CPG como base, las mayores resistencias obtuvieron en las muestras con PL3 y PL6, mientras que los pigmentos azul y negro presentaron nuevamente peor desempeño. En los morteros elaborados con CPB la mayor resistencia se obtuvo en CCA3, superando los 70 MPa. Los pigmentos azul y negro nuevamente presentaron los valores más bajos, con una gran variabilidad en función del porcentaje de pigmento incorporado.

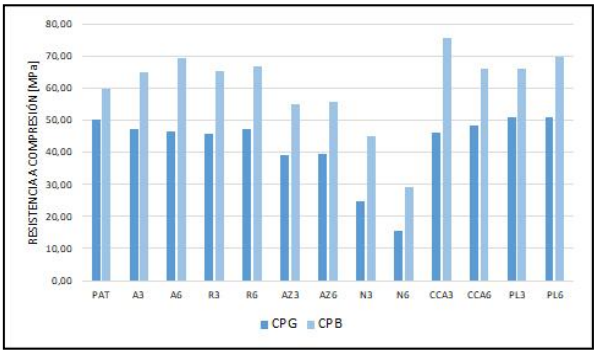


Figura 5. Resistencia a compresión de morteros

4.- CONCLUSIONES

Los pigmentos provenientes de residuos demostraron buen poder pigmentante y no afectaron negativamente la trabajabilidad de los morteros. En las muestras realizadas con matriz de CPG, las mayores resistencias se obtuvieron en la muestra patrón y con PL,

mientras que en las realizadas con CPB se obtuvieron en las muestras con CCA, PL y PI de color amarillo y rojo. En términos de resistencia a compresión, la mayoría de las muestras presentaron valores satisfactorios, con un desempeño superior en aquellas en las que se incorporaron pigmentos provenientes de residuos.

Por el contrario, los pigmentos que más afectan la trabajabilidad y la resistencia mecánica de los morteros son los PI azul y negro, causando consistencias muy fluidas incluso sin adición de plastificante, y en el caso del color negro, provocando una alta incorporación de burbujas.

AGRADECIMIENTOS

A CSIC-UdelaR por financiar esta investigación, al grupo de Desarrollo de Materiales del IT de FADU por el apoyo brindado durante la realización del mismo y al Laboratorio de Ensayos también del IT por posibilitar la utilización de sus instalaciones. A Galofer, Arrosur y al Carrasco Lawn Tennis por brindar los residuos a utilizar en la investigación.

REFERENCIAS

[1] Ley 19829. *Gestión integral de residuos*. Registro Nacional de Leyes y Decretos. Poder Legislativo, Montevideo, Uruguay, setiembre de 2019.

[2] Saffiuddin, M., West, J.S., and Soudki, K.A., 'Hardened properties of self-consolidating high performance concrete including rice husk ash', Cement and concrete composites, **32** (9) (2010) 708–717.

[3] Rodríguez de Sensale, G. *et al.*, 'Valorización del residuo obtenido de la quema de la cáscara de arroz'. Inst. Nac. Inv. Agropecuaria (INIA). Montevideo, Uruguay, 2013.

[4] Piegas, F., 'Arroz : situación y perspectivas'. Ministerio de Ganadería, Agricultura y Pesca. Montevideo, Uruguay, 2024.

[5] Fichtner GmbH & Co.KG and LKSur S.A, 'Plan director de residuos sólidos de Montevideo y Área Metropolitana'. Oficina de Planeamiento y Presupuesto. Montevideo, Uruguay, 2005.

[6] Aguiar, C., 'Concreto de cimento Portland branco estrutural : análise da adição de pigmentos quanto à resistência à compressão'. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Brasil, marzo 2006.

[7] J. Ainchil, J., García, F. and Álvarez, A., 'Hormigones autocompactantes coloreados. El caso de la Ciudad de la Justicia', in 'Jornada sobre Hormigones especiales', Dep. de Ing. de la Construcción, octubre, 2008 (Univ. Politécnica de Cataluña) 1–14.

[8] Carvalho, F. and Calavera, J., 'Estabilidad colorimetrica e influencia de la adicion de pigmentos inorganicos en hormigones sometidos a distintos estados de exposicion ambiental', Hormigón y Acero **234** (2004) 89–95.

[9] Corinaldesi, V., Monosi, S. and Ruello M.L., 'Influence of inorganic pigments addition on the performance of coloured SCC', Construction and Building Materials

30 (2012) 289–293.

[10] Lee, H.S., Lee, J.Y. and Yu, M.Y., 'Influence of inorganic pigments on the fluidity of cement mortars', Cement and Concrete Research **35** (4) (2005) 703–710.

[11] Lopes de Oliveira, F., 'Propriedades físico-mecânicas e colorimétricas do concreto pigmentado com óxido de ferro vermelho e preto', Concreto e Construçoes **96** (2019) 64–73

[12] Positieri, M. J., 'Propiedades fisicomecánicas y durabilidad del hormigón coloreado'. Universidad Tecnológica Nacional, Córdoba, Argentina, 2005.

[13] Borgno, J.E., 'Efectos de la incorporación de pigmentos empleados para la producción de pinturas en el comporatamiento en estado fresco, la resistencia mecánica y la estabilidad frente a rayos UV de hormigones autocompactantes'. Universidad de la República, Montevideo, Uruguay, julio 2018.

[14] Bertolini, L. and Lollini, F., 'Effects of weathering on colour of concrete paving blocks', European Journal of Environmental and Civil Engineering **15** (6) (2011) 939–957.

[15] López, A., Guzmán, G.A. and Di Sarli, A.R., 'Color stability in mortars and concretes. Part 2: Study on architectural concretes', Construction and Building Materials **123** (2016) 248–253.

[16] López, A., Guzmán, G.A. and Di Sarli, A.R., 'Color stability in mortars and concretes. Part 1: Study on architectural mortars', Construction and Building Materials **120** (2016) 617–622.

[17] López, A., 'Atlas del hormigón arquitectónico', Ciencia y Tecnología de los Materiales **5** (2015) 45-59.

[18] Saavedra, M. M., 'Valorización de residuos cerámicos nacionales. Estudio preliminar de su capacidad puzolánica', Universidad de la República, Montevideo, Uruguay, 2019.

[19] Li, H. *et al.,* 'Study on utilization of red brick waste powder in the production of cement-based red decorative plaster for walls', Journal of Cleaner Production **133** (2016) 1017–1026.

[20] Lyndsdale, C. and Cabrera, J., 'Coloured concrete. A state of the art review', Concrete **23** (7) (1989) 29–34.

[21] Rodriguez de Sensale, G., Rodriguez Viacava, I. and Aguado, A., 'Simple and Rational Methodology for the Formulation of Self-Compacting Concrete Mixes', Journal of Materials in Civil Engineering **8** (2) (2016).

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Desenvolvimento e Caracterização de Compósitos Leves de Escória e EPS por Carbonatação Acelerada

Joaquim Constantino[1(*)], J. Castro-Gomes[1], Maria Inês Alves Vicente[2]

[1]Centro de Materiais e Tecnologias Construtivas (C–MADE), Departamento de Engenharia Civil e Arquitetura, Universidade da Beira Interior (UBI), Covilhã, Portugal.
[2]Plataforma de Ciência Aberta, Município de Figueira de Castelo Rodrigo, Distrito de Guarda, Portugal

RESUMO

Este estudo centra-se no desenvolvimento e caracterização de compósitos leves, produzidos com escória de forno de arco elétrico (EAFS) e submetidos a carbonatação acelerada, incorporando granulado de poliestireno expandido (EPS). O principal objetivo foi demonstrar o potencial de produzir materiais leves, sem recurso a cimento Portland. Foram preparadas três misturas, todas com 30% de EAFS como ligante e diferentes teores de EPS: 30%, 40% e 50%. Os corpos de prova foram moldados por compactação estática e endurecidos sob condições controladas de temperatura, humidade e concentração de CO_2. Os ensaios incluíram resistência à compressão, porosidade por intrusão de mercúrio (MIP) e análise termogravimétrica (TG-DTG). A formulação com 30% de EPS (A30) apresentou a maior resistência e a estrutura mais densa. A mistura com 50% de EPS (A50) teve melhor desempenho que a A40, devido à distribuição mais uniforme dos poros. A análise TG-DTG mostrou maior formação de carbonatos na A30 e boa capacidade de captura de CO_2 na A50. Os resultados confirmam que é possível produzir materiais leves e sustentáveis, com desempenho adequado para aplicações não estruturais, utilizando resíduos industriais.

PALAVRAS-CHAVE: Compósitos leves; Poliestireno Expandido (EPS); Captura de CO_2; Carbonatação Acelerada; Sustentabilidade

1.- INTRODUÇÃO

A construção civil enfrenta o desafio de reduzir a sua pegada ambiental, sendo o cimento Portland um dos principais responsáveis por emissões globais de dióxido de carbono, com cerca de 7 % do total mundial [1]. Esta realidade tem motivado a investigação de materiais alternativos que, além de sustentáveis, contribuam para a valorização de resíduos industriais.

A escória de forno de arco elétrico (EAFS), subproduto da indústria siderúrgica, representa uma oportunidade concreta de substituição do cimento em ligantes de base alcalina [2]. O

reaproveitamento de poliestireno expandido (EPS), permite não só reduzir a densidade dos compósitos, como responder a exigências funcionais de isolamento e leveza.

A utilização de compósito leve com EPS tem vindo a ser estudada com ênfase em aplicações não estruturais e em sistemas pré-fabricados [3–5]. Contudo, a redução de densidade pode implicar compromissos na resistência à compressão, sendo necessário otimizar os processos de cura.

A carbonatação acelerada tem-se revelado uma técnica eficaz para este fim, promovendo reações entre o CO_2 e os constituintes alcalinos do ligante, com formação de carbonatos estáveis que conferem resistência adicional ao material [6,7]. Estudos prévios demonstraram que a escória de aço apresenta bom desempenho sob carbonatação acelerada, com potencial de sequestro significativo [8,9], embora a sua aplicação em compósitos com EPS permaneça ainda pouco explorada.

Este artigo investiga a produção e caracterização de materiais leves formulados com EAFS e EPS, sem adição de cimento Portland. Os corpos de prova, endurecidos em ambiente de CO_2 controlado, e a sua análise contempla a avaliação da resistência à compressão, a caracterização da porosidade por microporosimetria de mercúrio (MIP), e a quantificação da absorção de CO_2 por análise termogravimétrica (TG-DTG). A abordagem proposta pretende contribuir para o avanço de soluções cimentícias com menor impacto ambiental, alinhadas com os princípios da economia circular e com os objetivos de neutralidade carbónica no setor da construção.

2.- MATERIAIS E MÉTODOS

2.1.- Materiais

Escória de forno elétrico de arco (EAFS): proveniente de resíduos siderúrgicos das unidades industriais localizadas na Maia e em Paio Pires (Seixal). O material foi inicialmente seco em estufa a 60 °C durante 24 horas, sendo posteriormente triturado com recurso a um moinho vibratório (modelo Retsch RS 300). A etapa final consistiu na peneiração, tendo sido selecionadas as partículas com dimensão inferior a 125 µm, por se considerar esta fracção tecnicamente adequada para aplicação à escala laboratorial.

O poliestireno expandido (EPS): utilizado como agregado leve, foi fornecido pela unidade fabril da empresa Plastimar, sediada em Peniche, Portugal. A composição dos óxidos das matérias-primas (Quadro1) foi determinada por espectroscopia de raios X por dispersão de energia (SEM-EDX), utilizando um equipamento Hitachi S-3400 N. As densidades reais foram obtidas por meio de um picnómetro de deslocamento de gás, modelo Micromeritics AccuPyc 1340, [10,11].

Quadro 1. Composição do óxido

Matéria-prima	*MgO*	*Al_2O_3*	*SiO_2*	*K_2O*	*CaO*	*TiO_2*	*Fe_2O_3*	*Densidade real (g/cm^3)*
EAFS	4,1	12	13,9	0,8	34,2	0,6	29,1	3,82

2.2.- Métodos

Foram desenvolvidas três formulações de compósitos leves, designadas por A30, A40 e A50 (Quadro 2), mantendo-se constante a incorporação de 30% de EAFS como ligante em todas as composições. O EPS foi utilizado como agregado, nas proporções de 30%, 40% e 50%, respectivamente. A fracção remanescente de 40%, 30% e 20% foi preenchida com EAFS na forma de agregado fino, em substituição da areia natural, recorrendo-se à sua fracção granulométrica entre 250 µm e 1 mm.

Quadro 2. Composição das misturas

Mistura	*Ligante (EAFS) % Massa*	*Agregado – % Massa*	*EPS – % Volume*	*EAFS como Agregado – % Volume*	*Relação w/s*
A30	34,19	64,81	30	40	0,10
A40	65,20	34,80	40	30	0,10
A50	65,20	34,80	50	20	0,10

As misturas foram vertidas em moldes e compactadas sob uma pressão estática de 30 MPa, durante 2 minutos, sendo posteriormente desmoldadas por extrusão (Fig. 1).

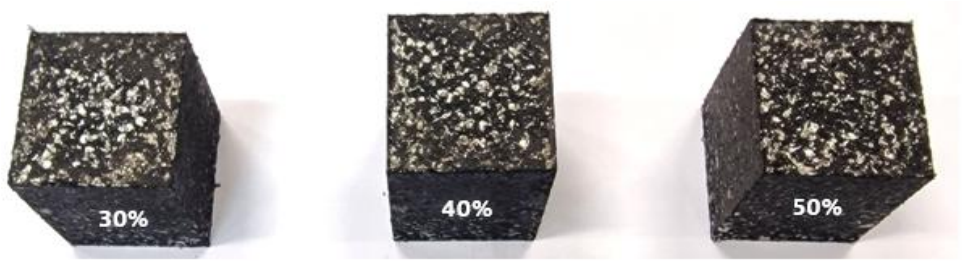


Figura.1 – Corpos de prova cúbicos com diferentes proporções de poliestireno, produzidos para os ensaios de resistência à compressão

A cura por carbonatação acelerada (ACC), foi de 24h, através de câmara pressurizada (Fig.2) nas seguintes condições: concentração de CO_2 superior a 99%; pressão parcial de CO_2 de 0,9 bar; temperatura de 60 ± 2 °C, humidade relativa > 99%.

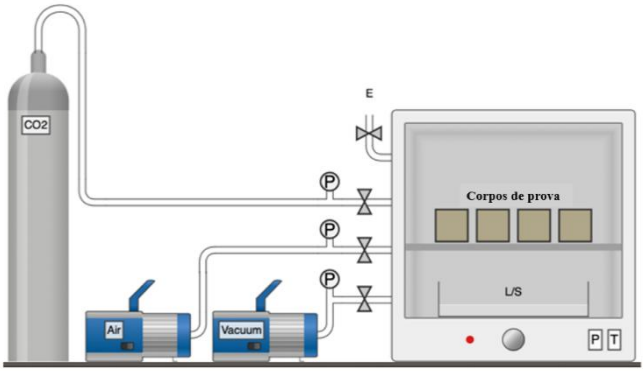


Figura.2 - Câmara pressurizada [12]

Após a carbonatação, os corpos de prova foram secos em estufa a 60 °C durante 24 horas para estabilizar as reacções e reduzir a humidade. Em seguida, foram armazenados durante 7 dias em ambiente húmido (20 ± 2 °C e 80 ± 2 % de humidade relativa), antes de se realizarem os ensaios de resistência à compressão.

3.- RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1.- Resistência à Compressão

Analisando os resultados obtidos na figura 3, verifica-se que os valores de resistência à compressão variaram entre 21,4 MPa e 28,2 MPa, correspondendo, respetivamente, aos valores mínimo e máximo registados nas diferentes formulações. A mistura A30, com 30% de EPS, apresentou os melhores resultados, com uma média de 28,2 MPa. Era expectável que os valores de resistência diminuíssem progressivamente com o aumento do teor de EPS, uma vez que este material introduz uma maior porosidade na matriz [13]. No entanto, observou-se que a série A50 (50% de EPS) registou uma resistência média ligeiramente superior à da série A40 (40% de EPS), com valores de 22,3 MPa e 21,4 MPa, respetivamente. Esta inversão poderá estar associada a diversos fatores, designadamente a uma compactação mais eficiente na mistura A50, a uma distribuição mais homogénea do EPS ou a pequenas variações no processo de cura.

O comportamento do EPS como agregado leve poderá não ser linear, sendo que alterações subtis na estrutura interna da matriz poderão ter influenciado a propagação das tensões nos corpos de prova [14]. Apesar desta diferença entre as amostras A40 e A50, ambas apresentaram resistências inferiores à mistura A30. Os resultados confirmam que é possível incorporar até 50% de EPS, mantendo resistências superiores a 20 MPa, o que valida a aplicação destas formulações em elementos não estruturais, especialmente em situações em que a redução da massa volúmica e o desempenho térmico assumem maior relevância face à resistência mecânica máxima [13,14].

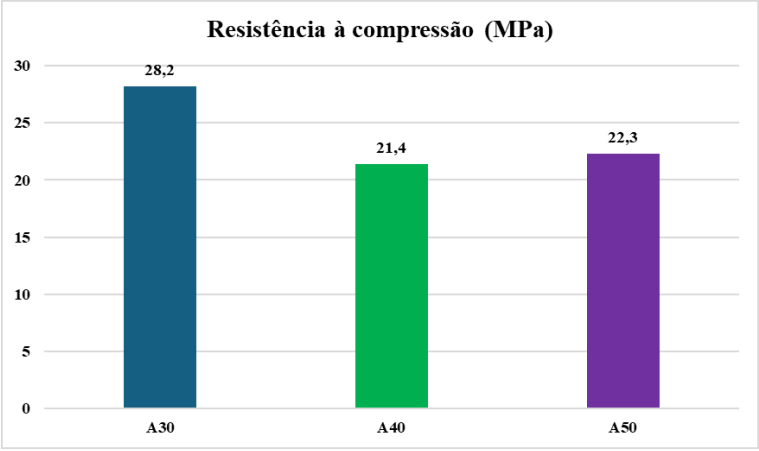


Figura 3. Valores médios dos resultados de ensaios de resistência à compressão

3.2.- Análise termogravimétrica - TG-DTG

O quadro 3, apresenta os resultados da análise termogravimétrica (TG-DTG), utilizados para avaliar os produtos formados durante a carbonatação acelerada. Importa destacar que esta análise foi efetuada apenas sobre a fração da pasta reativa de escória, tendo sido removido o EPS antes da caracterização, de modo a evitar interferências térmicas associadas à decomposição do polímero. A perda de massa da decomposição do carbonato de cálcio ($CaCO_3$) foi determinada com base nas curvas TG-DTG, recorrendo à diferença de massa entre 650 °C e 800 °C, conforme indicado na Eq. (1). Este intervalo, corresponde à degradação térmica do $CaCO_3$ formado durante o processo de carbonatação.

Quadro 3 – Perda de massa atribuída à decomposição de carbonato de cálcio (650–800 °C)

Mistura	*Teor de EPS (% vol.)*	*Massa a 650°C*	*Massa a 800 °C*	*Perda de massa (%)*	*Interpretação*
A30	30	88,1	78,3	9,8	Maior formação de carbonatos
A40	40	89,4	83	6,4	Carbonatação menos eficiente
A50	50	88,3	82,2	7,1	Difusão facilitada compensou a porosidade

- Δm é a perda de massa (%);

$$\Delta m = m_{650}°C - m_{800}°C \quad (1)$$

- $m_{650}{}^{o}C$ é a massa residual da amostra a 650 °C;
- $m_{800}{}^{o}C$ é a massa residual da amostra a 800 °C.

A aplicação deste método, permitiu comparar a eficiência da carbonatação entre as formulações. A mistura A30 apresentou a maior perda de massa atribuída à decomposição de carbonatos, indicando maior eficiência da reação de carbonatação. Isso está em linha com maior resistência mecânica. A A40 revelou o menor teor de carbonatos, o que poderá estar relacionado com uma distribuição menos eficiente dos poros e menor com o CO_2 diluído na água A A50, embora mais porosa, apresentou um valor superior ao da A40, possivelmente devido à estrutura mais aberta, que facilitou a difusão do CO_2.

3.3.- Porosimetria de Intrusão de Mercúrio – MIP

A análise por porosimetria de intrusão de mercúrio (MIP) foi realizada exclusivamente sobre a fração da pasta reativa de escória, previamente separada do EPS, com o objetivo de avaliar a distribuição e a quantidade de poros de cada formulação após a carbonatação acelerada. Foi efetuada a quantificação do volume total de poros e a sua classificação em três faixas:

- Microporos (< 0,05 μm)
- Mesoporos (0,05–0,5 μm)
- Macroporos (> 0,5 μm)

Quadro 4 – Distribuição volumétrica dos poros por classe (cm^3/g)

Mistura	*Microporos*	*Mesoporos*	*Macroporos*	*Volume total de poros*
A30	0,09	0,12	0,06	0,27
A40	0,08	0,11	0,14	0,33
A50	0,07	0,10	0,13	0,30

A mistura A30 apresentou menor volume total de poros, com predominância de microporos e mesoporos, o que corrobora a sua estrutura mais densa e resistência superior. A A50 apresentou maior volume total, com predominância de macroporos, embora com distribuição mais equilibrada entre as classes. Esta distribuição pode justificar o seu desempenho intermédio em resistência, superior à A40, apesar do maior teor de EPS.
Os dados obtidos reforçam a relação entre porosidade, tipo de poro e desempenho mecânico das formulações analisadas.

4.- CONCLUSÕES

- A mistura A30, com menor teor de EPS, apresentou melhor desempenho mecânico com maior resistência à compressão e menor porosidade acessível.
- A mistura A50, apesar de conter 50% de EPS, demonstrou uma distribuição mais equilibrada dos poros e resistências superiores à mistura A40. Este comportamento mostrou que a eficiência da compactação e a distribuição interna do EPS têm um papel importante no desempenho final.

- A análise TG-DTG confirmou a maior formação de carbonatos na mistura A30, reforçando a correlação entre carbonatação, microestrutura e resistência. A mistura.
- A50 também revelou bom potencial de captura de CO_2, o que valida o uso de EPS em percentagens elevadas para aplicações não estruturais.
- Os resultados demonstram a viabilidade técnica de produzir compósitos leves e sustentáveis sem cimento Portland, utilizando resíduos industriais como ligantes e materiais de enchimento, promovendo a economia circular e a redução da pegada de carbono na construção civil.

Este estudo contribui para o avanço de soluções cimentícias inovadoras, com foco na descarbonização e valorização de resíduos. A abordagem adotada, baseada na carbonatação acelerada de escória siderúrgica com adição de EPS, revela-se promissora para o desenvolvimento de materiais com baixo impacto ambiental e desempenho ajustado a requisitos específicos de leveza, isolamento e durabilidade.

AGRADECIMENTOS E FINANCIAMENTO

Agradece-se a empresa Harsco Environmental, pelo fornecimento de Escória de forno elétrico de arco (EAFS), e a Plastimar – Indústria de Plásticos de Peniche, Lda., pela disponibilidade e colaboração no fornecimento do poliestireno expandido (EPS), ambos materiais, utilizados neste estudo. Agradece-se ainda o apoio da Plataforma de Ciência Aberta do Município de Figueira de Castelo Rodrigo, no distrito da Guarda, Portugal, **Esta** pesquisa foi parcialmente financiada pela União Europeia, no âmbito do Programa de Investigação e Inovação Horizonte Europa Marie Skłodowska-Curie Actions Staff Exchange, através do projeto "CSTO2NE - Biomimicry and carbon adsorbent eco-materials for a climate-neutral economy" (Contrato n.º 101086302).

Este trabalho foi também financiado por fundos nacionais portugueses através da Fundação para a Ciência e a Tecnologia, I.P. (a agência nacional de financiamento da ciência, investigação e tecnologia), com a referência 2024.05719.BDANA, no âmbito da unidade de investigação C-MADE: Centro de Materiais e Tecnologias Construtivas (Universidade da Beira Interior, Covilhã-4082), bem como através dos projetos UIDB/04082/2020 e UIDP/04082/2020 (https://doi.org/10.54499/UIDP/04082/2020).

REFERÊNCIAS

[1] Chen Z, Cang Z, Yang F, Zhang J, Zhang L. Carbonation of steelmaking slag presents an opportunity for carbon neutral: A review. Journal of CO2 Utilization. 2021;54: 101738. doi:10.1016/J.JCOU.2021.101738

[2] McCaslin ER, White CE. A parametric study of accelerated carbonation in alkali-activated slag. Cem Concr Res. 2021;145: 106454. doi:10.1016/J.CEMCONRES.2021.106454

[3] Dixit A, Pang SD, Kang SH, Moon J. Lightweight structural cement composites with expanded polystyrene (EPS) for enhanced thermal insulation. Cem Concr Compos. 2019;102: 185–197. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2019.04.023

[4] Prasittisopin L, Termkhajornkit P, Kim YH. Review of concrete with expanded polystyrene (EPS): Performance and environmental aspects. J Clean Prod. 2022;366: 132919. doi:10.1016/J.JCLEPRO.2022.132919

[5] Schackow A, Effting C, Folgueras M V., Güths S, Mendes GA. Mechanical and thermal properties of lightweight concretes with vermiculite and EPS using air-entraining agent. Constr Build Mater. 2014;57: 190–197. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2014.02.009

[6] Zhang Z, Zheng K, Chen L, Yuan Q. Review on accelerated carbonation of calcium-bearing minerals: Carbonation behaviors, reaction kinetics, and carbonation efficiency improvement. Journal of Building Engineering. 2024;86: 108826. doi:10.1016/J.JOBE.2024.108826

[7] Humbert PS, Castro-Gomes JP, Savastano H. Clinker-free CO 2 cured steel slag based binder: Optimal conditions and potential applications. Constr Build Mater. 2019;210: 413–421. doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.03.169

[8] Humbert PS, Castro-Gomes J. CO2 activated steel slag-based materials: A review. J Clean Prod. 2019;208: 448–457. doi:10.1016/J.JCLEPRO.2018.10.058

[9] Sedira N, Castro-Gomes J. Alkali-Activated Binders Based on Tungsten Mining Waste and Electric-Arc-Furnace Slag: Compressive Strength and Microstructure Properties. CivilEng. 2020;1: 154–180. doi:10.3390/civileng1020010

[10] Grünhäuser Soares E, Castro-Gomes J, Sitarz M, Zdeb T, Hager I, Hassan K, et al. Feasibility for co-utilisation of Carbonated Reactive Magnesia Cement (CRMC) and industrial wastes in circular economy and CO2 mineralisation. Constr Build Mater. 2022;323: 126488. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2022.126488

[11] Sucupira Cristino L, Castro Gomes D. Materiais produzidos com cimento reciclado e RCD por carbonatação acelerada Engenharia Civil (2.º Ciclo de estudos). 2021. Available: http://hdl.handle.net/10400.6/11789

[12] Grünhäuser Soares E. Development of waste-based magnesium cement for CO_2 capture and storage (Doctoral dissertation). Covilhã; 2024. Available: http://hdl.handle.net/10400.6/14430

[13] Chen B, Liu J. Properties of lightweight expanded polystyrene concrete reinforced with steel fiber. Cem Concr Res. 2004;34: 1259–1263. doi:10.1016/j.cemconres.2003.12.014

[14] Feng X, Gong B, Tang C, Zhao T. Study on the non-linear deformation and failure characteristics of EPS concrete based on CT-scanned structure modelling and cloud computing. Eng Fract Mech. 2022;261: 108214. doi:10.1016/J.ENGFRACMECH.2021.108214

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Fresh properties and compressive strength development of concrete with Circabuild aggregates from accelerated carbonation of cement by-pass dust

Sajjad Zare Sefat [(1)], Malgorzata Golaszewska [(1,2)], João Castro-Gomes [(1)], Paula Carey [(3)] and Ahmad Ehsani [(3)]

[(1)] C-MADE, Centre of Materials and Civil Engineering for Sustainability, Department of Civil Engineering and Architecture, University of Beira Interior, Portugal.
[(2)] Department of Building Materials and Process Engineering, Silesian University of Technology, Poland.
[(3)] Carbon8 Systems Limited, Chatham Maritime, United Kingdom.

ABSTRACT

The construction industry's substantial contribution to global CO_2 emissions highlights the need for sustainable concrete alternatives. This study examines the fresh properties and strength development of concrete that incorporates Circabuild aggregates, a novel lightweight material produced from Cement By-pass Dust (CBD) using Accelerated Carbonation Technology (ACT). Concrete mixtures were prepared with varying levels of Circabuild aggregates, replacing 0%, 25%, 50%, 75%, and 100% of natural sand, while maintaining a constant water-to-cement ratio of 0.45. The fresh properties of the mixtures were assessed through flow table tests and density measurements, while compressive strength was evaluated at 1, 3, 7, and 28 days, alongside water absorption characteristics. The results indicated that a 25% replacement of natural sand with Circabuild aggregates achieved optimal flow characteristics, demonstrating a synergistic effect between the natural and carbonated aggregates. However, flow diminished at higher replacement levels due to the increased water absorption of the porous Circabuild aggregates. The fresh concrete density decreased linearly from 2263.3 kg/m³ (in the control sample) to 1810.0 kg/m³ (with 100% replacement). The compressive strength performance was promising, with mixtures containing 25% and 50% Circabuild aggregates achieving strengths comparable to the control sample by 28 days, retaining over 90% of the control's strength. Water absorption increased from 4.6% to 7.7% at full replacement. These findings demonstrate that Circabuild aggregates can effectively replace up to 50% of natural sand without significantly compromising concrete performance, while also offering environmental benefits through CO_2 sequestration and the valorisation of industrial waste. This research contributes to the development of sustainable, low-carbon concrete solutions for non-structural applications, in line with circular economy principles in the construction industry.

KEYWORDS: Accelerated Carbonation Technology (ACT), Cement By-pass Dust (CBD), Sustainable concrete, Compressive strength, CO_2 sequestration.

1.-INTRODUCTION

The cement and concrete industries remain two of the most significant anthropogenic sources of CO_2 emissions worldwide, accounting for around 8% of all anthropogenic production [1,2]. As urbanisation rises and there is a greater need for sustainable infrastructure, the climatic cost of conventional concrete, cement use, and natural aggregates becomes increasingly unsustainable [3]. Various measures have been devised to counter this effect, including industrial waste materials and CO_2 mineralisation technologies [4].

One of the most popular methods is Accelerated Carbonation Technology (ACT), which entails the injection of stored CO_2 into alkaline residues, such as Cement By-pass Dust (CBD), to convert reactive oxides into stable carbonates [5]. This process results in artificial aggregates, like Circabuild aggregates, that offer two environmental benefits: long-term CO_2 sequestration and the removal of cementitious waste from landfills [6]. These aggregates are manufactured in a controlled process, which enhances their mechanical stability and traps CO_2 within a mineralised structure that can be used as a replacement for natural aggregate in non-structural concrete.

Many research studies have explored the utilization of carbonated recycled concrete aggregates (RCA) to enhance or improve the sustainability properties of cement-based materials [7]. However, it is important to distinguish carbonated RCA from Circabuild aggregates. Circabuild is an innovative carbonated aggregate manufactured using ACT. This lightweight secondary aggregate is produced from mineral carbonation of cement bypass dust (CBD) rather than traditional concrete waste, resulting in significantly different physical and chemical properties. Despite its potential, limited literature specifically addresses the early-age behaviour of concrete made with Circabuild. Nevertheless, recent work by Shamass et al. [8] offers valuable insights: concrete with 50% and 100% Circabuild replacement exhibited water absorption rates that were 22% and 65% higher, respectively, compared to control mixes, which can be attributed to the higher porosity of carbonated aggregates. Moreover, ultrasonic pulse velocity (UPV) decreased by 4.5% at 50% replacement and 13.3% at 100%, further confirming the presence of increased voids and internal microstructural disruption. Compressive strength improved slightly at 25% and 50% replacement levels (3% and 1%, respectively), which was linked to better particle packing and microstructural densification. However, compressive strength dropped by 19% at complete replacement, likely due to increased aggregate porosity and a coarser particle size distribution. Similarly, tensile and flexural strengths consistently declined as Circabuild content increased, with reductions up to 38% and 52% at 100% replacement, attributed to smoother aggregate surfaces that weaken the interfacial transition zone (ITZ).

Drawing on these insights, the present study evaluates the practical use of Circabuild aggregate, concentrating on its effect on concrete consistency, workability, and the development of compressive strength both in the early stages and over the long term. This research seeks to facilitate the adoption of ACT-based aggregates as sustainable alternatives in non-structural concrete, in line with the objectives of circular and low-carbon construction.

2.- MATERIALS AND METHODS

This study focuses on the impact of Circabuild aggregate on the fresh properties and strength development of concrete. The methodology is divided into four key stages: material preparation, mix design, experimental procedures, and data interpretation.

2.1.- Materials

The materials utilised in this study included CEM I 42.5 N sourced from the Cimpor cement plant (Portugal), natural silica sand with a maximum size of 4 mm obtained from the Tabal Sepor plant (Portugal), and coarse crushed granite aggregate (5–10 mm) from a local quarry in Fundão. The Circabuild aggregates applied in this study were procured from Carbon8 Systems Ltd. (UK) and were manufactured from cement by-pass dust (CBD) through accelerated carbonation in the CO_2ntainer® system. Tap water from the UBI laboratory was used for curing and mixing. A high-range water-reducing admixture (Sika® ViscoCrete) was incorporated at a dosage of 0.17% by weight of cement to improve the workability of the mixtures.

Concerning Circabuild aggregates, during the manufacturing process, the calcium oxide and calcium silicates present in the dust react with CO_2 captured directly from a cement plant's flue stack and are converted into stable calcium carbonate phases. Using accelerated carbonation, calcium oxides and calcium silicates in CBD are reacted with CO^2 derived directly from the cement plant's flue stack. The conversion into stable carbonate phases and the process operating conditions allow the fine-grained particles of CBD to be bound together to produce a lightweight aggregate (Circabuild) suitable for construction applications [9]. The Circabuild aggregates were subsequently characterised for their physical and chemical properties using the following techniques in the UBI laboratory:

The particle size distribution of aggregates was determined by dry sieving (EN 933-1). Figure 1 illustrates the granulometric curves of Circabuild, natural sand, and coarse aggregate. The Circabuild aggregate displayed a finer gradation than the coarse aggregate, and its gradation partially overlapped with that of sand, particularly in the 0.5–4 mm range. Table 1 summarises the physical characteristics of the aggregates used in this study (including particle density, water absorption, and bulk density).

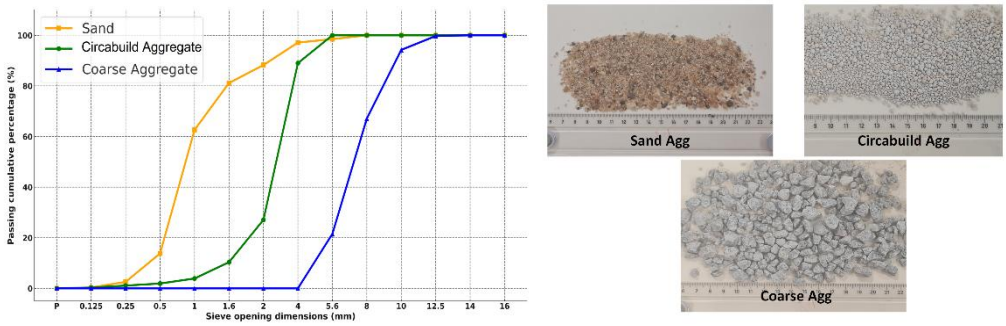


Figure 1. Aggregates used in the production of samples & Sieve analysis

Table 1. Physical Properties of Materials

	Density (kg/m³)	*Water Absorption (%)*	*Bulk density (kg/m³)*
Circabuild Agg	*1940*	*16.8*	*920*
Sand Agg	*2640*	*1.1*	*1480*
Coarse Agg	*2680*	*0.6*	*1430*

2.2.- Mix Design, Methodology, and Testing Procedures

Cement mixes were produced with 0%, 25%, 50%, 75%, and 100% of natural sand replaced by Circabuild aggregate (by volume), using CEM I 42.5 N cement, coarse aggregate, water, and polycarboxylate-based superplasticiser. The water-to-cement ratio (w/c) remained constant at 0.45 for exposure classes XC1 to XC4 as specified by EN 206. The target consistency was of S1 class (10 mm slump), and the superplasticiser dosage was consistently maintained at 0.71 kg across all the mixes, as shown in Table 2.

It should be noted that the Circabuild aggregate, which was used, contained ambient moisture and was not oven-dry. As Circabuild has greater water absorption properties than sand, additional water equivalent to 10% of the weight of Circabuild was added to each mix to account for the water absorption of carbonated aggregates. This water is accounted for in the composition as “extra water” and was not taken into consideration for w/c of the concrete, as it was added before cement addition to the aggregate, and a time was given for the water to be absorbed by the aggregate.

Table 2. Concrete mix proportions for 1 m^3

Circabuild Replacement (%)	*Cement (kg)*	*Water (kg)*	*Coarse Agg (kg)*	*Sand (kg)*	*Circabuild Agg* (kg)	*SP (kg)*	*Extra water(kg)*
0	*400*	*180*	*970*	*919*	*0*	*0.71*	*0*
25	*400*	*180*	*970*	*689*	*168*	*0.71*	*16.8*
50	*400*	*180*	*970*	*459*	*335*	*0.71*	*33.5*
75	*400*	*180*	*970*	*230*	*503*	*0.71*	*50.3*
100	*400*	*180*	*970*	*0*	*670*	*0.71*	*67*

All concrete samples were cast in standard moulds. The control mix (with natural sand) was water-cured at 20 ± 2°C, whereas the Circabuild aggregate mixes were cured at 80% relative humidity. This curing method was chosen to avoid the potential leaching of chloride salts (potassium chloride) from the Circabuild aggregates during complete water immersion. Instead, humidity-controlled curing was implemented to preserve the integrity

and surface composition of the carbonated aggregates. Workability was assessed by the flow table test (EN 12350-5), and compressive strength was measured on 150 mm cubes at 1, 3, 7, and 28 days (EN 12390-3:2019).

3.- RESULTS AND DISCUSSION

3.1 Fresh Properties

Flow table test results are presented in Figure 2. The mixture with 25% Circabuild substitution reached the optimal flow value (51 cm), probably due to the synergistic effect of natural and carbonated aggregates. Nevertheless, the flow decreased to 44.75 cm at 100% substitution. This is predominantly caused by the higher water absorption of the porous Circabuild aggregates, which reduces free water in the mix. Although Circabuild is a round-shaped material that generally enhances workability, the interactive effects of porosity, admixture dosage, and aggregate grading are the reasons for the observed flow loss.

As shown in Figure 3, concrete density decreased stepwise with increased replacement levels. The control mix was 2263.3 kg/m³, whereas the 100% Circabuild mix was 1810.0 kg/m³. This reduction is consistent with the lower specific gravity of Circabuild aggregates compared to natural stone.

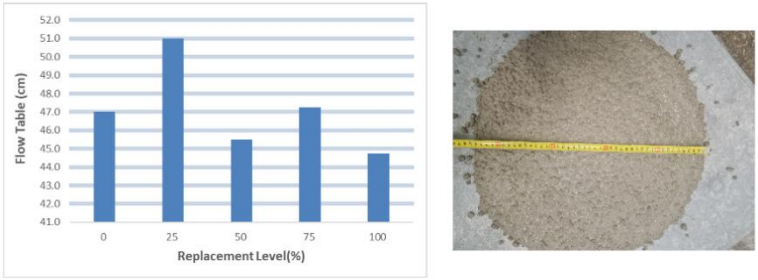


Figure 2. Flow measurement of fresh concrete for each Circabuild replacement level

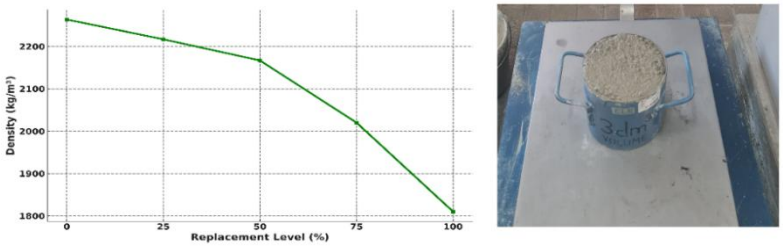


Figure 3. Density of fresh concrete for Circabuild replacement levels

3.2 Strength Development

The compressive strength tests were conducted at 1, 3, 7, and 28 days to evaluate the influence of Circabuild aggregate content on strength development. The results are presented in Figure 4. As anticipated, the control mix (0% replacement) achieved the highest compressive strength at all time points, indicating consistent hydration and optimal particle packing. At 28 days, the 25% replacement mix reached a strength comparable to the control, demonstrating that the partial use of Circabuild aggregates does not negatively impact mechanical performance. The 50% replacement mix exhibited over 90% of the control strength, representing an acceptable balance between mechanical performance and sustainability. Overall, the compressive strength results for the 100% Circabuild mix replacement are lower than those of the others.

The 100% Circabuild mixture has the highest standard deviation among all mixtures. This phenomenon can be attributed to the high porosity of Circabuild aggregates, which results in non-uniform water absorption and localised variations in the microstructure, leading to greater variability in strength.

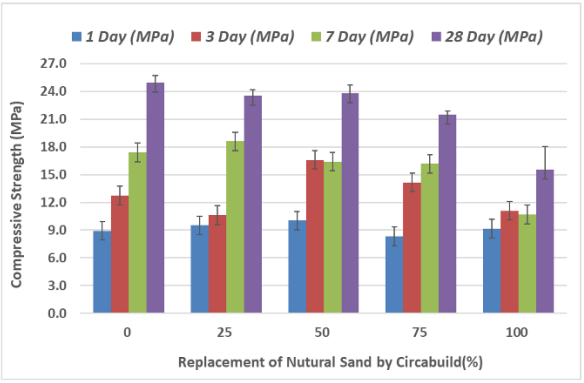


Figure 4. Compressive Strength vs. Replacement (%)

3.3 Water Absorption

To determine the permeability characteristics of Circabuild aggregate concrete, water absorption tests in accordance with EN 13369:2018 were performed. The samples were dried at 50 °C for 48 hours at 28 days of age and then submerged in water for 5 days. Absorption was calculated based on weight differences before and after immersion. As shown in Figure 5, water absorption increased with higher percentages of natural sand substitution by C8 aggregates. The control mix with 0% replacement exhibited the minimum absorption (4.63%), whereas the 100% Circabuild mix displayed the maximum value (7.74%).

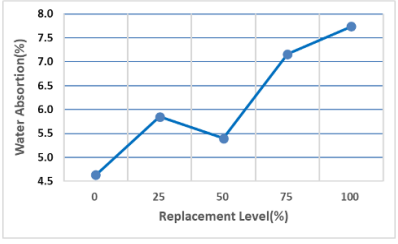


Figure 5. Water Absorption

Intermediate mixes progressively increased, highlighting the impact of Circabuild's porous microstructure on water uptake behaviour. This aligns with a previously established trend indicating that aggregates derived from recycling or carbonation possess greater porosity and, consequently, enhanced water absorption compared to natural sand.

3.4 Correlation Between Density and Strength

The correlation between Circabuild content and real concrete performance was assessed by plotting fresh density against 28-day strength (Figure 6). The density decreases with higher Circabuild content due to lower specific gravity and porosity. The compressive strength exhibited a non-linear trend: a 25–50% replacement retained or enhanced control strength owing to optimal packing. Strength decreased sharply above 50% due to weaker interlock and increased porosity. These results indicate that a maximum of 50% Circabuild can achieve a satisfactory balance between strength and sustainability.

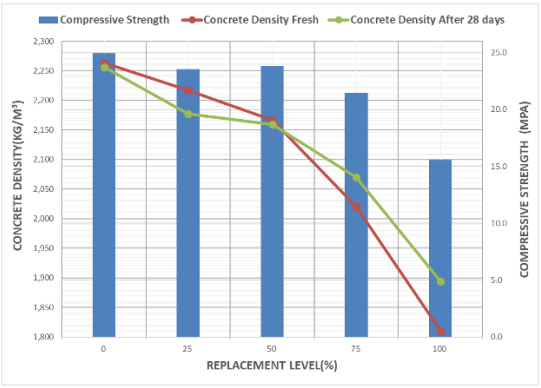


Figure 6. Effect of Circabuild Replacement Ratio on Fresh and 28-Day Density and Strength

4.- CONCLUSIONS

This study examined the use of Circabuild aggregates in concrete regarding fresh characteristics and early and 28-day strength. Notably, an optimal balance was observed at 25% Circabuild substitution, yielding the highest flow value, which suggests a synergistic effect between natural aggregates and Circabuild. Beyond this optimal point, increased substitution led to a reduction in flow, likely due to the inherent characteristics of the Circabuild aggregates. The porosity and random shape of Circabuild aggregates result in a moderate loss of workability that must be compensated for in the design. While compressive strength generally decreased with higher Circabuild content, the mix with 50% substitution demonstrated commendable performance, retaining over 90% of the control strength at 28 days. This indicates that Circabuild aggregates can be effectively incorporated at moderate replacement levels without significantly detracting from strength performance. Environmentally, Circabuild offers dual benefits: valorisation of industrial cement wastes and CO_2 sequestration, promoting a circular economy in construction. Such findings position Circabuild as a viable green alternative, aligning engineering performance with sustainability goals. The research suggests a strong potential for using

Circabuild to replace natural aggregates in concrete by up to 50% without significant issues related to the fundamental properties of concrete.

5. ACKNOWLEDGMENTS AND FUNDING

This work was co-financed by Portuguese national funds from FCT (Foundation for Science and Technology), I.P., within the research unit C-MADE (Centre for Materials and Construction Technologies, CIVE-Central Covilhã-4082), University of Beira Interior, Portugal, under the projects UIDB/04082/2020 (DOI: 10.54499/UIDB/04082/2020) and UIDP/04082/2020 (DOI: 10.54499/UIDP/04082/2020) .The European Union also supported the study through the Marie Sklodowska-Curie Actions "Research and Innovation Staff Exchange (MSCA SE)" program within the project CSTO2NE – Biomimicry and Carbon Adsorbent Eco-materials for a Climate-neutral Economy (Project Number: 101086302).

REFERENCES

[1] V. Carvalho, J. Castro-Gomes, S. Luo, The role of construction materials by accelerated carbonation in mitigation of CO2 considering the current climate status: a proposal for a new cement production model, Innovative Infrastructure Solutions 8 (2023). https://doi.org/10.1007/s41062-023-01147-0.

[2] D. Cheng, D.M. Reiner, F. Yang, C. Cui, J. Meng, Y. Shan, Y. Liu, S. Tao, D. Guan, Projecting future carbon emissions from cement production in developing countries, Nat Commun 14 (2023). https://doi.org/10.1038/s41467-023-43660-x.

[3] K.L. Scrivener, V.M. John, E.M. Gartner, Eco-efficient cements: Potential economically viable solutions for a low-CO2 cement-based materials industry, Cem Concr Res 114 (2018). https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2018.03.015.

[4] K.M. Pommer, C. Pade, Guidelines: Uptake of Carbon Dioxide in the Life Cycle Inventory of Concrete, Taastrup, Denmark, 2005. https://www.dti.dk/_/media/21046_769418_Task%204_%20Guidelines_final%20report_DTI_%2031-01-2006.pdf (accessed May 17, 2025).

[5] M. Fernández Bertos, S.J.R. Simons, C.D. Hills, P.J. Carey, A review of accelerated carbonation technology in the treatment of cement-based materials and sequestration of CO2, J Hazard Mater 112 (2004). https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2004.04.019.

[6] P.J. Gunning, C.D. Hills, A. Antemir, P.J. Carey, Secondary aggregate from waste treated with carbon dioxide, Proceedings of Institution of Civil Engineers: Construction Materials 164 (2011). https://doi.org/10.1680/coma.1000011.

[7] Y. Tang, J. Xiao, H. Zhang, D. Wang, M. Zhang, J. Zhang, Effect of accelerated carbonation of fully recycled aggregates on fracture behaviour of concrete, Cem Concr Compos 148 (2024) 105442. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2024.105442.

[8] R. Shamass, V. Limbachiya, O. Ajibade, M. Rabi, H.U.L. Lopez, X. Zhou, Carbonated Aggregates and Basalt Fiber-Reinforced Polymers: Advancing Sustainable Concrete for Structural Use, Buildings 15 (2025) 775. https://doi.org/10.3390/buildings15050775.

[9] C. Lake, H. Choi, C.D. Hills, P. Gunning, I. Manaqibwala, Manufactured aggregate from cement kiln dust, Environmental Geotechnics 6 (2019) 111–122. https://doi.org/10.1680/jenge.15.00074.

7 - APLICAÇÕES DE BETÕES ESPECIAIS SUSTENTÁVEIS | APLICACIONES DE HORMIGONES ESPECIALES SOSTENIBLES

Experimental Evaluation of Sustainable Materials for the Design of Floating Islands

Parra, Carlos[(1)]; Miñano, Isabel [(1)]; Bleda, Juan[(1)]; Mateo, José Maria[(1)]; Carrión, Elvira[(1)] Benito, Francisco J.[(2)] y Martinez-Espinosa, AJ[(2)]

[(1)] Departamento de Arquitectura y Tecnología de la Edificación. Grupo de Ciencia y Tecnología Avanzada de Construcción. Universidad Politécnica de Cartagena (España)
[(2)] Departamento de innovación. URDECON (España)

ABSTRACT

This research explores the development of sustainable materials for floating cities as a response to the global housing crisis and the goals of sustainable urbanization (SDG 11). It focuses on using recycled construction and demolition waste to create eco-friendly cementitious materials for buoyant structures. These floating platforms not only offer adaptable urban solutions but also contribute to marine habitat restoration and biodiversity regeneration. Through material testing and prototype development, the study demonstrates the feasibility of resilient, scalable floating communities suited to diverse environmental and social contexts.

The research investigates the use of waste materials, specifically recycled aggregates from construction and demolition waste (C&DW), to create sustainable cementitious materials for floating islands. By analyzing physical and chemical properties, including buoyancy and strength, optimal material compositions were identified using mechanical testing and advanced techniques such as X-ray diffraction and thermogravimetric analysis. In a second phase, small-scale prototypes were developed and tested.

KEY WORDS: Floating islands, Sustainability, Buoyancy, Coastal protection, Urban resilience.

1. INTRODUCTION

1. Introduction

Population growth and pressures in coastal areas have intensified the search for innovative and sustainable urban solutions. Among them, floating cities have emerged as an alternative to create resilient spaces in the face of climate change, rising sea levels, and environmental degradation. This concept draws inspiration from traditional examples (such as the Bajau communities in Southeast Asia or Makoko in Lagos) as well as recent floating eco-neighborhood projects. These floating communities enable urban expansion while minimizing disruption to marine ecosystems, but they also pose significant technical challenges. One of the critical aspects in the design of floating islands is the development of

construction materials that are both sustainable and capable of withstanding the harsh conditions of the marine environment, ensuring long-term buoyancy and structural durability.

This study investigates the creation of a lightweight and sustainable cementitious material using recycled construction and demolition waste (CDW) along with low-density natural waste (primarily cork). The goal is to produce floating mortars with sufficient mechanical strength for use in habitable floating modules. The approach aims to reduce the environmental footprint by reusing waste materials (thereby lowering the consumption of natural aggregates and Portland cement), while achieving low density to ensure the buoyancy of the built elements.

The following sections describe the materials and experimental procedures used, followed by the results of the physicochemical characterization and the performance of various mix formulations in terms of buoyancy and sustainability. Finally, the main findings are discussed, including their implications for the design of floating island prototypes, and the study's conclusions are presented.

2. MATERIAL CHARACTERIZATION

For the fabrication of the floating mortar prototypes, CEM I 52.5 R type Portland cement was used, along with recycled aggregates from concrete construction and demolition waste (CDW), and natural cork particles as lightweight aggregate. Their main characteristics are described below:The CEM I 52.5 R cement was analyzed through X-ray fluorescence tests. Its chemical composition reveals a predominance of CaO (Calcium Oxide), with 65.73%, which is characteristic of the clinker used in the production of this type of cement, where calcium is the primary component. This oxide plays an essential role in the formation of hydrated compounds like calcium silicates, responsible for the material's strength development. SiO_2 (Silicon Dioxide), at 16.53%, is another key element as it contributes to the formation of crucial phases like tricalcium silicate (C_3S) and dicalcium silicate (C_2S). These compounds are vital in determining the long-term strength of Portland cement, with C_3S being responsible for early strength development and C_2S for later hardening. Furthermore, Al_2O_3 (Aluminum Oxide) and Fe_2O_3 (Iron Oxide), present at 3.81% and 3.567% respectively, contribute to the formation of alite (C_3S) and belite (C_2S), which are essential phases in cement chemistry.

The presence of SO_3 (Sulfur Trioxide), at 3.972%, indicates the addition of gypsum, which acts as a regulator of the cement's setting time, preventing premature hydration of C_3S. This is crucial for proper control over the setting process, allowing the material to be handled during construction. The amount of MgO (Magnesium Oxide), at 1.22%, is also important as it impacts the stability of the formed mineral phases and can influence the material's durability, although it is present in smaller quantities compared to other compounds.
The chemical composition of Construction and Demolition Waste (C&DW) from concrete shows a dominance of calcium oxides (CaO - 41%) and carbon dioxide (CO_2 - 34.14%), indicating the presence of hydrated and carbonated cement. Silicon dioxide (SiO_2 - 11.8%)

and aluminum oxide (Al_2O_3 - 3.3%) are also present in significant amounts, reflecting the typical composition of aggregates and Portland cement. Other elements such as magnesium oxide (MgO - 3.78%), iron (Fe_2O_3 - 1.63%), and sulfur (SO_3 - 1.27%) may relate to impurities in the aggregates or cement hydration products. The low levels of Na_2O (0.144%) and K_2O (0.809%) suggest a reduced alkali content, which may be beneficial to minimize alkali-silica reactivity issues in recycling.Regarding trace metals and other compounds, elements like chlorine (Cl - 0.0472%), titanium (TiO_2 - 0.194%), chromium (Cr_2O_3 - 0.0071%), and zinc (ZnO - 0.0075%) are found in low concentrations, indicating that the concrete C&DW may be suitable for recycling in construction without posing significant contamination risks.

CEM I 52.5 R cement has a particle size ranging from 0.39 to 63 µm, with a nearly unimodal distribution and most particles under 20 µm. Cork, derived from Quercus suber L., is a lightweight natural material (140–200 kg/m³) with high compressive strength (>90 MPa). Globally, cork production reaches 340,000 tons annually, with up to 85,000 tons considered waste, offering potential for reuse in sustainable construction.

Studies using cork as a lightweight aggregate have shown very low densities, ranging from 1000 to 2000 kg/m³, with substitution rates between 2% and 18%. However, the strengths are also low, below 20 MPa [Moreira et al., 2014; Panesar et al., 2012; Bachar et al., 2015]. Other interesting properties of these concretes include their energy absorption capacity, impact resistance, and thermal and acoustic insulating behavior. Although this study did not focus on the potential of thermal isolation of these islands, this could be an interesting area for future research.

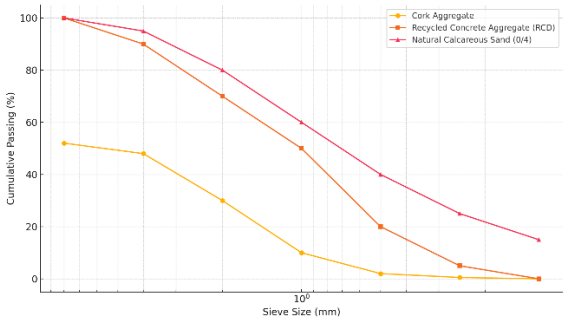


Figure 2. Granulometry of C&DW, cork, and sand.

As shown in Figure 2, the differences in granulometry between cork and natural calcareous sand are notable due to the nature of both materials. Calcareous sand has a more uniform and progressive particle size distribution, with a significant fraction of fine material (<0.5 mm), while cork mostly retains particles on the larger sieves (8 mm and 4 mm) and contains almost no fine material. In terms of granulometric modules (GM), calcareous sand has a value of 3.29, indicating a higher proportion of coarse particles, with the presence of fines enhancing its cohesion and workability. In contrast, cork, with a granulometric modulus (GM) of 1.14, is predominantly coarse and almost entirely lacks fine particles.

This study explores the development of lightweight mortars for floating structures, focusing on buoyancy, strength, and durability. Calcareous sand and cork differ greatly in granulometry: the former provides mechanical strength and cohesion, while cork, due to its low density and porosity, is more suitable for thermal/acoustic insulation than structural use.A total of thirteen mortar formulations were tested, varying the water/cement ratio, use of foaming agent (MasterCell 100), substitution of sand with recycled concrete aggregate (CDW) and cork, and the inclusion of superplasticizer. The cement type (CEM I 52.5 R) and binder-to-aggregate ratio (~1:1.8) remained constant.Mixes were prepared according to UNE-EN 196-1, and tested in standard molds. Fresh mixes showed good workability (spread diameter: 18–22 cm) without segregation. All specimens were cured under controlled conditions (20 ± 2 °C, RH > 95%) for 28 days. The results, summarized in Table 1, helped identify the optimal formulation balancing flotation and mechanical integrity.

Table 1. Floating Mortar Dosage for Islands.

Sample	w/c	Cement (g)	Water (g)	MasterCell 100 (g)	Limestone Sand 0–4 (g)	Recycled Concrete (g)	Cork (g)	Buoyancy Index (%)	Floated
REF	0.50	450.00	225.00	15.00	810.00	0.00	0.00	42.80	Yes
DOSAGE 2	0.67	337.50	225.00	15.00	810.00	0.00	0.00	42.80	Yes
DOSAGE 3	0.50	450.00	225.00	15.00	810.00	0.00	0.00	42.80	Yes
DOSAGE 4	0.67	337.50	225.00	15.00	810.00	0.00	0.00	42.80	Yes
DOSAGE 5	0.38	600.00	225.00	25.00	810.00	0.00	0.00	42.80	Yes
DOSAGE 10	0.78	450.00	350.00	15.00	0.00	1,350.00	0.00	42.80	Yes
DOSAGE 11	0.57	525.00	300.00	12.50	0.00	1,350.00	0.00	42.80	Yes
DOSAGE 12	0.60	500.00	300.00	15.00	0.00	0.00	810.00	45.00	Yes
DOSAGE 13	0.67	450.00	300.00	15.00	0.00	0.00	728.80	53.80	Yes

The dosages used in the various mixtures demonstrate how the water/cement ratio (w/c), the use of MasterCell 100 as an air-entraining agent, and the combination of aggregates such as limestone sand, concrete waste, and cork influence the material properties.

It is observed that in all mixtures, buoyancy is positive, indicating that the selected materials meet the goal of keeping the structure afloat. In particular, the incorporation of cork in Dosages 12 and 13 significantly reduces the density, improving buoyancy without compromising mixture stability. Higher w/c ratios (such as Dosage 10 with 0.78) favor greater air incorporation and reduced weight.Buoyancy was evaluated after 28 days of curing by drying specimens to constant mass, measuring their apparent density, and applying Archimedes' principle to calculate the buoyancy index. A positive index (e.g., +50%) indicates that the sample floats and can support 50% of its own weight in additional load. Floatability was also confirmed visually (Yes/No). The method followed UNE-EN 1015-10 (adapted) and was complemented by flexural and compressive strength tests (UNE-EN 196-1) at 7 and 28 days. Compressive strengths ranged from 10–20 MPa, decreasing with lower densities, yet sufficient for non-structural or coastal applications.

2.1 Characteristics of the Samples and Their Relationship to Buoyancy

The results confirm that all mixtures were able to float, validating the approach of using entrained air and low-density aggregates. However, notable differences were observed in the degree of buoyancy:

- The reference mix (only calcareous sand and foaming agent) floated with a 42.8% buoyancy margin, but had the highest density, resulting in limited flotation performance.
- Mixes with lower water/cement ratios (Mix 5) increased strength but also density. In contrast, higher w/c ratios enhanced buoyancy, though at the cost of mechanical strength.
- Replacing natural sand with recycled concrete aggregate (CDW) (Mixes 10 and 11) did not significantly affect buoyancy (~42%) and slightly improved strength, demonstrating its feasibility and contribution to sustainability.
- Cork-based mixes showed the highest buoyancy. In particular, Mix 13 (cork + foaming agent + superplasticizer) achieved +53.8% buoyancy, with good cohesion and sufficient strength (~12–15 MPa), making it the best-performing mix overall.

Overall, the study shows that a balanced formulation using cork, air, and a proper cement matrix can yield resistant and sustainable floating mortars, suitable for applications such as ecological platforms or lightweight habitable structures.

2.2 Buoyancy Results

All the samples exhibited positive buoyancy, maintaining their flotation in water. However, Dosage 13 stood out for its superior performance: Dosage 13 with a water/fine ratio of 0.67, showed excellent buoyancy, making it an ideal option for floating structures. Its combination of cement. The results obtained should be interpreted in light of the requirements of the final floating element. For a floating structure to be safe, it is not

enough for it to float; it must also have a buoyancy margin that can support additional loads (people, vegetation, built structures) and ensure stability against waves. In this regard, Mix 13, with approximately +54% buoyancy, offers a generous margin: for every 100 kg of material, it could support about 54 kg of additional load before becoming fully submerged. In contrast, the reference mix (42.8%) would offer a smaller margin (42 kg per 100 kg of material). Therefore, for practical applications, it is recommended to use the lightest formulations possible that still maintain structural integrity.

For the production of floating island prototypes (Figure 3), CEM I 52.5 R cement, aggregates from construction and demolition waste (C&DW), and cork were used. Finally, a small-scale prototype was built, consisting of several hexagonal modules made with Mix 13. Each module (approximately 30 cm per side and 7 cm thick) weighed about 5 kg and was able to float while supporting its own weight plus an additional load of around 2.5 kg before partial submersion. The modules were interconnected to form a small modular floating island, which was tested in a water tank for two months. The performance was satisfactory: the modules remained stable, did not crack, and withstood moderate artificial wave events. Figure 3 shows the shape of the first floating island prototype developed, based on lightweight hexagonal combinations (each hexagon could be easily handled by one person due to its low weight). This practical experience confirmed the constructability of the designed material and provided qualitative insights into aspects such as module connections, watertightness, and dynamic response, which should be the subject of future studies.



Figure 3. Shape adopted in the first prototype

3. CONCLUSION

This study demonstrates the feasibility of developing lightweight and sustainable mortars with floating capacity, suitable for use in floating islands and marine structures. The main conclusions are:

- It was possible to produce floating materials by combining CEM I 52.5 R cement, construction and demolition waste (CDW), and natural cork, along with foaming admixtures. All tested mixes floated, with cork playing a key role in reducing density without synthetic components.
- The optimal mix design (Mix 13) balanced buoyancy and strength through a suitable water/cement ratio, full replacement of mineral aggregate with cork, and

proper use of admixtures. This mix achieved a +53.8% buoyancy index, enough to support additional loads while maintaining mechanical integrity.

- The use of CDW aggregates did not hinder flotation and slightly improved mechanical performance, reinforcing their value for sustainability and circular economy approaches.
- Cork, in addition to reducing weight, offers insulation and environmental benefits. It showed good compatibility with cement, although its long-term durability in marine environments still requires evaluation.
- The durability of these materials under real conditions (carbonation, chloride ingress, UV exposure, biofouling) must be further studied to ensure safe and long-lasting use in marine settings.

In summary, this research lays the groundwork for designing sustainable floating infrastructures, opening up new possibilities for coastal adaptation to climate change. The results support continuing the project toward larger-scale prototypes and real-environment testing.

Acknowledgments

This study forms part of the doctoral research of **José María Mateo**, developed within the framework of his PhD thesis at the **Universidad Politécnica de Cartagena**, under the supervision of the Department of Architecture and Building Technology.

This research was conducted within the FLOATER project (PC21-0329), funded by the Port Authority of Cartagena, aimed at developing sustainable floating materials and structures for marine environments. Additional support was provided by CDTI through project IDI-20210532 and the ECONOVA-MSC project (EXP-00167108 / ECO-20241015), promoting knowledge exchange in circular economy within the construction sector. The authors express their gratitude to these institutions for their commitment to innovation and environmental sustainability.

Referencias bibliograficas.

[1] Kania, B. G., & Stewart, F. M. (2018). *Floating island habitats and heat sinks and rotation systems for combined floating island solar arrays*.

[2] Drummen, I., & Olbert, G. (2021). Conceptual Design of a Modular Floating Multi-Purpose Island. *Frontiers in Marine Science*, *8*. https://doi.org/10.3389/FMARS.2021.615222

[3] Giurgiu, I. C. (2022). *Floating Cities and Equitable Grafting onto Marine Ecosystems* (pp. 423–432). Springer, Singapore. https://doi.org/10.1007/978-981-16-2256-4_26

[4] Nguyen, T. T. T. (2022). *Architectural Design Guideline for Sustainable Floating Houses and Floating Settlements in Vietnam* (pp. 461–474). Springer, Singapore. https://doi.org/10.1007/978-981-16-2256-4_28

[5] Ko, K. K. M. (2015). Realising a floating city. https://repository.tudelft.nl/islandora/object/uuid%3Acb4bddef-1eb8-49ec-9ff9-670a30dd4b72

[6] Duzer, C., & Munz, G. C. (2004). Floating islands : a global bibliography : with an edition and translation of G.C. Munz's Exercitatio academica de insulis natantibus (1711). Cantor Press.

[7] Fonseca, T.J.; Parresol, B.R (2001). A new model for cork weight estimation in Northern Portugal with methodology for construction of confidence intervals For. Ecol. Manag. 152 , 131–139

[8] González, B.; Llamas, B.; Juan, A.; Guerra, I.(2007) Tests on concrete containing cork powder admixtures Mater. Constr , 57 , 83–90.

[9] El-Shihy, A. A., & Ezquiaga, J. M. (2019). Architectural design concept and guidelines for floating structures for tackling sea level rise impacts on Abu-Qir. Alexandria Engineering Journal, 58(2), 507–518. https://doi.org/10.1016/J.AEJ.2019.05.003

[10] Koulin, D., & Hongwei, L. (2013). Combined type artificial ecological floating island.

[11] EL-Shihy, A.A. A new approach for configuring modular floating cities: assessing modular floating platforms by means of analytic hierarchy process. City Territ Archit 11, 8 (2024). https://doi.org/10.1186/s40410-024-00228-6

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Hacia una infraestructura sostenible: Uso de Earth Friendly Concrete en tubos de prefabricado para la red de saneamiento

Kai Markiefka [(1)], Vicente Diago [(2)]

[(1)] Product line Management, MC Bauchemie, Bottrop (Alemania).
[(2)] Director técnico, MC Bauchemie, España,

RESUMEN

El objetivo del proyecto tiene como meta principal sustituir el hormigón tradicional por Earth Friendly Concrete (EFC) en la fabricación de tubos prefabricados utilizados para redes de saneamiento. Se busca demostrar la viabilidad técnica y económica del EFC, reduciendo la huella de carbono sin comprometer la durabilidad ni el rendimiento estructural de los elementos prefabricados.

El trabajo se centra en ajustar las dosificaciones y procesos para producir tubos de saneamiento utilizando EFC, reemplazando el cemento Portland por geo-polímeros derivados de cenizas volantes y escoria granulada de alto horno. Se llevarán a cabo ensayos tanto en estado fresco como endurecido, con el fin de comparar los comportamientos mecánicos y la durabilidad frente a los estándares de tubos de hormigón tradicionales. También se analizará la eficiencia de producción y los costos asociados al cambio de material, así como el impacto ambiental medido en términos de emisiones de CO_2 y reutilización de subproductos industriales.

La implementación de EFC en tubos prefabricados para saneamiento podría marcar un hito en la sostenibilidad de las infraestructuras urbanas. De confirmarse los beneficios esperados, el proyecto no solo ayudará a reducir las emisiones de gases de efecto invernadero, sino que también aumentará la vida útil e incentivará una economía circular al aprovechar subproductos industriales. Esto podría posicionar al EFC como una opción viable y responsable para la fabricación de elementos prefabricados destinados a la red de saneamiento.

PALABRAS CLAVE: EFC, geo-polímero, tubos, prefabricado, MC-Bauchemie

1.- INTRODUCCIÓN

El cambio climático es una realidad, y las medidas para mitigar este proceso son indiscutibles. Reducir las emisiones de CO_2 debe hacerse con la máxima urgencia.

En el sector de la construcción, en los últimos años se han realizado importantes avances bajo el término “Construcción Sostenible”, pero este desarrollo se encuentra aún en sus

primeras fases. Hoy en día el hormigón es el material más utilizado en este sector y como todos sabemos, el cemento es uno de sus principales componentes. Según diferentes fuentes se puede estimar en que la producción mundial de cemento representa entre el 5% y el 8% de las emisiones mundiales de CO_2. Estas emisiones proceden principalmente de la descarbonización técnicamente inevitable de la piedra caliza, la cocción del clinker y la energía de molienda necesaria.

La producción de cemento comienza con la cocción de piedra caliza ($CaCO_3$) a aproximadamente 1000ºC. En este proceso se libera CO_2. Esta reacción es necesaria porque sólo mediante la liberación de CO_2 se forma cal viva hidráulicamente activa. Proceso esencial para que el cemento reaccione y endurezca cuando entra en contacto con el agua. Si se considera que en la emisión total de CO_2 del cemento, aproximadamente dos tercios proceden de esta reacción, que es inevitable, y un tercio de la energía necesaria para la cocción y la molienda. Esto significa que el mayor potencial de ahorro de CO_2 reside en evitar la citada reacción química.

Un método habitual para reducir la huella de carbono en el uso del cemento es recurrir a las adiciones, reduciendo así la proporción de clinker y obteniendo cementos adicionados (CEM II – CEM VI) más respetuosos con el medio ambiente.

Pero existe una alternativa al cemento en forma de geo-polímeros. El término “geo-polímero” fue introducido por el químico D. Joseph Davidovits en la década de los 70. El prefijo “geo” subraya la proximidad con los materiales geológicos, como las rocas naturales y otros minerales. Como aglutinantes, los geo-polímeros contienen escoria de alto horno, cenizas volantes y otras sustancias latentemente hidráulicas y puzolánicas.

Estos tipos de aglutinantes alternativos pueden considerarse latentemente hidráulicos o puzolánicos. No son ligantes autorreactivos y requieren un activador para endurecerse y formar una estructura polimérica estable. Las estructuras poliméricas formadas con estos ligantes son amorfas, y con bajo contenido en calcio, esto último le confiere una mayor durabilidad frente a un cemento común. Este tipo de ligante incluye materiales reciclados, que repercuten positivamente en el balance de CO_2 y en el respeto al medio ambiente.

Muchos sistemas geo-polímeros tienen tiempos de reacción muy cortos, lo que supone un reto para la fabricación de este tipo de hormigón en grandes cantidades. MC-Bauchemie junto con la empresa australiana Wagners, ha desarrollado una nueva generación de activadores y aditivos que ayudan a garantizar una fabricación óptima de este tipo de hormigón geo-polímero. En septiembre de 2019, se emite la aprobación general por la autoridad de construcción (DIBt) para lo que llamaremos Earth Friendly Concrete, EFC. Con esto, el EFC puede utilizarse allí donde tradicionalmente se emplea hormigón, como hormigón preparado y la industria del prefabricado. El EFC nos ofrece una alternativa sostenible y de alto rendimiento, cumpliendo las mismas funciones que el hormigón convencional, abriendo nuevas posibilidades a la industria de la construcción para optimizar los procesos y reducir el impacto medioambiental sin comprometer la calidad del material o el rendimiento.

Con aplicaciones ilimitadas, MC Bauchemie junto a las empresas Berding Beton, Finger Beton y Röser GmbH (juntos forman next.beton), desarrollan un EFC para la fabricación de tuberías de transporte de aguas residuales altamente agresivas que suelen requerir revestimientos internos y que el uso de EFC consigue eliminar, lo que supone un importante ahorro de tiempo y material. El calcio del cemento reacciona de forma destructiva con los medios químicos agresivos, clasificados en la clase de exposición XA3. El uso de EFC reduce el contenido de calcio del sistema, lo que aumenta la resistencia química y prolonga la vida útil de las tuberías, especialmente en entornos de aguas residuales agresivas. Así lo confirma la homologación general de las tuberías "next.beton" por parte de las autoridad de construcción competente, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt)

2.- DISPOSICIONES GENERALES DE LOS TUBOS "NEXT.BETON"

Se comenzó la producción en 2021 y se recibió la aprobación final de la homologación técnica en 2024. El objeto de la homologación técnica son los tubos de hormigón geo-polímero para aguas residuales armados y no armados con la designación "next.beton" con juntas push-in.

2.1.- Propiedades y composición

2.1.1.- Generalidades

A los tubos de hormigón geo-polímero se le aplican los requisitos de la norma DIN EN 1916[1] en combinación con la norma DIN V 1201[2].

2.1.2.- Normas de aplicación

(1) DIN EN 1916:2003-04 Tubos y accesorios de hormigón, hormigón armado con fibras de acero y hormigón armado; versión alemana.

(2) DIN V 1201:2004-08 Tubos y accesorios de hormigón, hormigón armado y alcantarillas – Tipo 1 y Tipo 2 – Requisitos, ensayos y evaluación de la conformidad.

(3) DIN EN 206:2021-06 Hormigón – Especificaciones, propiedades, producción y conformidad; versión alemana.

(4) DIN 1045-2:2023-08 Estructuras de hormigón, hormigón armado y hormigón pretensado

(5) DIN EN 934-2:2012-08 Aditivos para hormigones, morteros y pastas – Parte 2: Aditivos para hormigones – Definición, requisitos, conformidad, marcado y etiquetado; versión alemana EN 934-2:2009+A1:2012

(6) DIN 12620:2008-2007 Áridos asociados para hormigón; versión alemana EN 12620:2002+A1:2008

(7) DIN V 1202:2004-08 Tuberías y pozos de registro de hormigón, hormigón con fibras de acero y hormigón armado para el vertido de aguas residuales – Diseño, verificación de la capacidad de carga y capacidad de servicio.

(8) DIN EN 1992-1-1/A1:2015-03 Euro-código 2: Diseño de estructuras de hormigón armado y pretensado – Parte 1-1. Reglas generales de diseño y reglas para la construcción de edificios: Reglas generales de diseño y reglas para edificios; versión alemana EN 1992-1-1:2004/A1:2014

2.1.3.- Dimensiones

Se fabrican tubos de diámetro 300mm a 2400mm. La geometría de hormigón geo-polímero para aguas residuales cumple los requisitos de la norma DIN EN 1916[1] en combinación con la norma DIN V 1201[2].

2.1.4.- Propiedades de los materiales componentes de los tubos de hormigón geo-polímero

Los tubos de hormigón geo-polímero se fabrican con hormigón según la norma DIN EN 206[3] en combinación con la norma DIN 1045-2[4] utilizando los siguientes componentes:

- Escoria granulada molida de alto horno
- Cenizas volantes
- Activador EFC tipo ABC
- Aditivo para hormigón "MC-PowerFlow 4100" según DIN EN 934-2[5]
- Árido según DIN 12620[6] teniendo en cuenta DIN 1045-2[4] anexo U, la clase de sensibilidad a los álcalis E-I o EI-S.

2.1.5.- Propiedades de resistencia y dimensionamiento de los tubos de hormigón geo-polímero

La composición de los tubos de hormigón geo-polímero cumple las especificaciones de formulación depositadas en el Instituto Alemán de Tecnología de la Construcción (DIBt) y tiene como mínimo las siguientes propiedades de resistencia y absorción:

- Clase de resistencia a compresión según DIN EN 206[3] y DIN 1045-2[4] **C45/55**
- Absorción de agua **máx. 6%**

Los tubos de hormigón geo-polímero armado deben diseñarse de acuerdo con la norma DIN EN 1916[1] en combinación con la norma DIN V 1202[7] y de acuerdo con las normas de construcción de hormigón armado, es decir, DIN EN 1992-1-1/A1[8].

En el caso de los tubos de hormigón geo-polímero no armado, la verificación de la seguridad estructural se realizó conforme a la norma DIN V 1202[7] con el valor de resistencia a la tracción por flexión del anillo.

3.- DATOS DEL ESTUDIO

3.1.- Amasada de ensayo

A continuación, se muestra en tabla 1, una dosificación tipo de las utilizadas en el transcurso del estudio.

Tabla 1. Dosificación de ensayo

Material	*Kg/m³*
Escoria granulada molida de alto horno	315
Ceniza Volante	105
Activador MC (ABC)	42
MC-PowerFlow 4100	6,3
Agua	140
Arena 0/2 mm	900
Árido 2/8 mm	630
Árido 8/16 mm	380

Los áridos utilizados son de naturaleza silícea y no es necesario secar previamente a las amasadas, es más, si el árido está húmedo es más fácil distribuir el activador en la amasada.

El activador MC (ABC) se disuelve previamente con aproximadamente algo más de la mitad de agua de ensayo. Importante la utilización de equipos de protección personal en dicho proceso ya que la disolución del activador produce una reacción exotérmica que generará un aumento de temperatura de la mezcla que debe ser superior a los 50ºC. El proceso de mezclado debe ser del tiempo suficiente para disolver completamente el activador. Normalmente entre 5 y 7 minutos es suficiente.

A partir de aquí, la amasada se lleva a cabo como cualquier otro hormigón, adicionamos el árido, binder (escoria + ceniza volante), activador disuelto, MC-PowerFlow 4100 y resto de agua, aprovechando para limpiar los recipientes de adición del activador y aditivo. El tiempo de amasado en laboratorio es similar al de un hormigón convencional, aproximadamente 5 minutos desde la adicción del árido y arranque de la amasadora hasta su parada.

3.2.- Resumen de resultados obtenidos

El hormigón de estudio es un hormigón de consistencia semi-seco, clase resistente C45/55, que por motivos de producción es curado durante 24 horas a 30ºC con el fin, de poder

obtener valores a compresión a dicha edad superiores a 20MPa. A su vez, debe cumplir con la clase de exposición XA3. En la tabla 2 podemos ver un resumen general de los resultados obtenidos.

Tabla 2. Resumen de resultados

Ensayo	*Especificación*	*Resultados obtenidos*
Resistencia a compresión, 24 horas	> 20 MPa	> 25 MPa
Resistencia a compresión, 28 días	C45/55	> 65 MPa
Resistencia al aplastamiento, 28 días	n/a	> 110 N
Absorción (%)	< 6%	CUMPLE
Clase exposición	XA3	CUMPLE

3.3.- Análisis del impacto de ciclo de vida

Se compararon dos tipos de hormigón convencional frente al EFC en términos de potencial de calentamiento global para la etapa de producción de materias primas.

En la figura 1, podemos ver la influencia de los componentes de los hormigones estudiados frente al GWP (Global Warming Potencial) total.

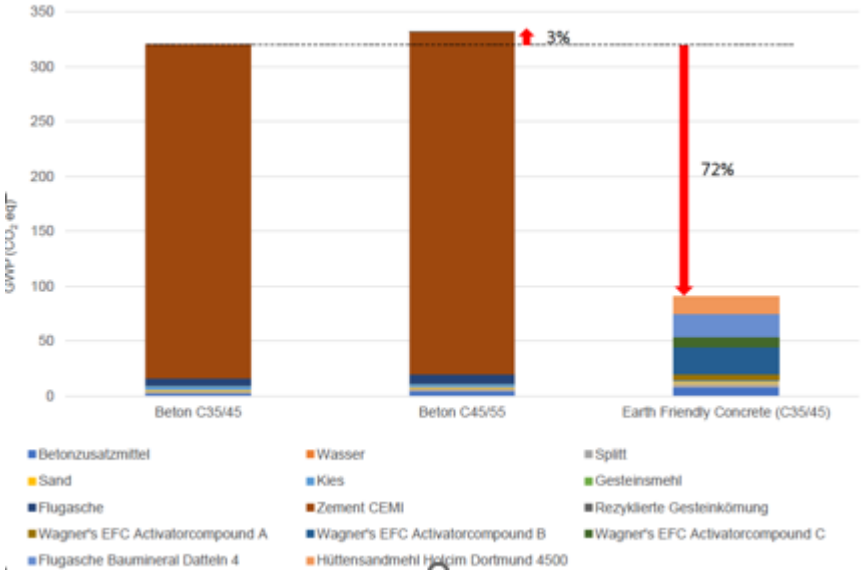


Figura 1. Muestra la influencia de los componentes del hormigón investigado en el GWP total. El cálculo se realiza por el organismo externo, Kiwa.

3.4.- Reportaje fotográfico

Las siguientes imágenes muestran algunas de las partes del estudio:



Figura 2. Imágenes del proceso de fabricación de uno de os tipos de tubo



Figura 3. Imágenes del ensayo de rotura al aplastamiento



Figura 4. Imagen de producción final de los tubos “next.beton”

4.- CONCLUSIONES

A la luz de los resultados obtenidos y del análisis realizado, se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- El uso de Earth Friendly Concrete (EFC) como alternativa al hormigón convencional en la fabricación de tubos prefabricados para redes de saneamiento ha demostrado ser técnicamente viable y ambientalmente favorable.
- Los resultados obtenidos en los ensayos de laboratorio confirman que el EFC no solo alcanza, sino que supera en muchos casos los valores requeridos por la normativa, tanto a nivel de resistencias, absorción, durabilidad, etc.
- El empleo de EFC, libre de cemento, permite una reducción significativa en el potencial de calentamiento global (GWP), fomentando una construcción más sostenible y alienada con los objetivos de descarbonización del sector.

- La colaboración entre empresas especializadas ha permitido optimizar el proceso de fabricación, garantizando un rendimiento comparable o superior al de los productos tradicionales, y sin necesidad de revestimientos internos en condiciones de exposición química agresiva (XA3).
- Se concluye que el EFC es una solución eficaz y sostenible para elementos prefabricados de saneamiento, con ventajas técnicas, económicas y medioambientales que justifican su implementación en infraestructuras urbanas modernas.

AGRADECIMIENTOS

Expresamos nuestro más sincero agradecimiento a “next.beton por su valiosa colaboración y por permitirnos incorporar información interna en el presente artículo.

REFERENCIAS

[1] German construction approval (DIBt) Z-42.1-606,

[2] German construction approval (DIBt) Z-3.15-2157

[3] LCA – Life Cycle Analysis for EFC – Kiwa

[4] Internal recommendations for Cement free concrete (Earth friendly concrete) – MC-Bauchemie

[5] https://nexbeton.de/en/

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Optimisation of technical parameters of perlite concrete in chimney blocks using hydrophobisation

Arkadiusz Mordak[(1)], Krzysztof Drozdzol[(1)], Damian Beben[(1)] and Pawel Jarzynski[(2)]

[(1)] Opole University of Technology, Opole, Poland.
[(2)] Jawar sp. z o.o., Ciechanow, Poland.

ABSTRACT

The paper presents experimental studies on optimising technical parameters (bulk density, compressive strength and water absorption) using chemical admixtures with the hydrophobic effect used in the concrete mass. The tests were performed on a laboratory scale and finished elements of concrete chimney casings, including after surface hydrophobisation. The developed chimney block based on perlite should meet the following initial assumptions: material density of 1000-1200 kg/m^3 (lightweight concrete class D1.2), compressive strength of a minimum of 4 MPa and maximum water absorption of 20%. The obtained results of experimental laboratory tests from both series (mass-applied admixtures and surface-applied agents) were validated under industrial production conditions on the production line. The conclusions from the research clearly indicate that hydrophobic admixtures used in the concrete mass improve the technical parameters of concrete chimney blocks based on expanded perlite. At the same time, the results of tests on chimney casing elements for which surface moisture protection agents were used indicate their positive impact. The conclusions from the conducted tests have significant cognitive and application value.

KEYWORDS: perlite concrete, chimney, hydrophobisation, water absorption, density, compressive strength.

1.- INTRODUCTION

Chimney systems are a critical and essential element used in most buildings. Their purpose is to discharge exhaust fumes or used air into the atmosphere. Chimney casings are exposed to reduced durability caused by the harmful effects of atmospheric factors such as humidity, solar radiation or variable temperature. Therefore, new and improved solutions for chimney technology are sought, considering users' safety and environmental protection [1,2,3]. Prefabricated elements of lightweight concrete, including concrete based on lightweight aggregates, such as expanded perlite, have recently become a popular alternative to brick and steel chimneys. Despite the wide application of such systems, concrete products have operational limitations related mainly to their porous structure and capillary moisture transport. The action of moisture resulting from water vapour condensation, water vapour

diffusion through the walls of the chimney shaft, and, above all, atmospheric precipitation, especially during periods of low temperatures, is often the cause of the destruction of chimneys in buildings [4,5,6,7,8]. The solution to such problems is the hydrophobisation of concrete casing elements (chimney blocks), which can reduce the destructive action of moisture.

This study aimed to improve the durability of prefabricated chimney casings made of lightweight concrete based on perlite. To achieve a positive effect, limiting moisture penetration into the chimney casing structure was necessary, which results in reduced degradation of the chimney block structure. The undertaken research aimed to reduce the water absorption of perlite concrete, while maintaining the appropriate strength and density parameters. The developed chimney block based on perlite was planned to meet the following assumptions: material density in the range of 1000-1200 kg/m^3 (class D1.2 according to PN-EN 206 [9]), compressive strength minimum of 4.0 MPa, and water absorption maximum of 20%. The assumption of the lowest possible density is related to reducing the expected costs of transporting chimney blocks and maintaining the thermal insulation of the chimney, and is related to sustainable development.

2.- PRELIMINARY TESTS

Preliminary tests were conducted mainly to obtain a mixture that would allow securing perlite concrete with acceptable mechanical parameters and at the same time the lowest possible density, which is essential for the production of chimney blocks. Therefore, compressive strength tests and concrete water absorption were planned and conducted on samples of dimensions 100×100×100 mm. For each analysed mixture, at least three samples were made. The basis for the development of perlite concrete mixture compositions was the basic recipe consisting of CEM I 52,5 R-NA cement (260 kg/m^3), perlite (1.40 m^3), sand (310 kg/m^3), water (125 kg/m^3), dispersant – polycarboxylate superplasticiser (2.65 kg/m^3 – 1% of cement mass), and w/c ratio = 0.48.

The research began with determining the effect of the hydrophobic admixture A1 based on non-ionic alkoxysilane emulsion on the water absorption of perlite concrete. The study considered mixtures with different amounts of the hydrophobic admixture in relation to the cement mass, i.e. 0.18%, 0.3%, 0.5% and 0.8%, corresponding to mixtures R1, R2, R3 and R4. A reference mixture (R0) was also prepared without the hydrophobic admixture. The admixture was dosed in various amounts to determine the optimal composition for concrete tightness (while maintaining the initial density and compressive strength).

The results of preliminary tests of concrete water absorption for R1–R4 are presented in Fig. 1a. They clearly show that adding a hydrophobic admixture significantly reduces concrete water absorption and meets the assumed requirements in each case. This proves that the use of a chemical admixture seals the concrete structure.

The compressive strength and density test results for formulas R0–R4 are presented in Fig. 1b. The compressive strength for the considered perlite concrete mixtures was in the range of 11.5–16.5 MPa, and each case met the assumed requirements. Moreover, the obtained

results indicate that the perlite concrete samples (R0–R4), despite satisfactory water absorption and compressive strength results, are characterised by a density above 1200 kg/m^3, and therefore do not meet the assumed condition D1.2. Thus, the recipes had to be corrected to obtain perlite concrete with a lower density. Therefore, in the next step, three additional series of perlite concrete samples (recipes R5–R7) were made with a reduced w/c ratio of 0.45. In these tests, cement I 52.5R (181 kg/m^3), perlite (1 m^3), sand (148 kg/m^3) and water (81 kg/m^3) were used. In the tests, superplasticiser S1 based on non-sulfonated acrylic polymers was used at 1.8 kg/m^3 (1% of cement mass). In recipes R6 and R7, the hydrophobic admixture A1 was also added in the amounts of 0.5% and 0.8%, respectively. The reference recipe (R5) was made without using the hydrophobic admixture.

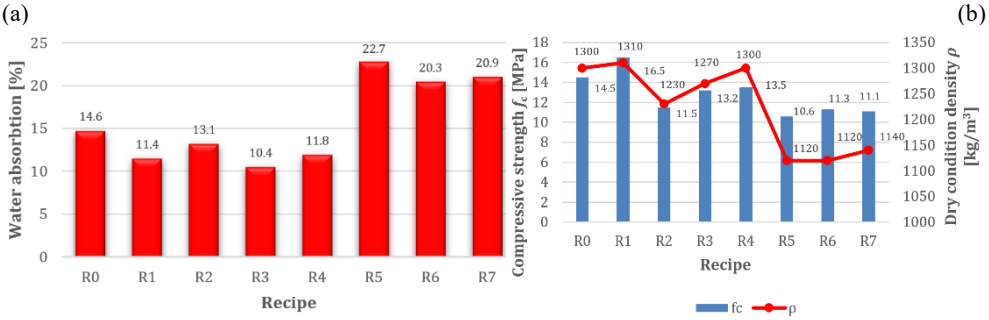


Figure 1. Test results of water absorption (a) and compressive strength and density (b) for R0–R7 mixtures

The results obtained for recipes R5–R7 (Fig. 1) indicate that satisfactory density (below 1200 kg/m^3) and compressive strength (above 4 MPa) were achieved, but water absorption was too high (above 20%). Therefore, further tests are necessary in which hydrophobic admixtures with different effects will be used in amounts of about 1% in relation to the cement mass, which is justified by the decreases in concrete water absorption for the test mixtures.

3.- MAIN TESTS OF THE PERLITE CONCRETE MIXTURE

3.1.- The influence of perlite parameter and the effectiveness of surface hydrophobisation

Comparative studies were carried out to compare the properties of perlite concrete made using two types of perlite (Table 1), characterised by different bulk densities in the loose state, i.e. 210 kg/m^3 and 97 kg/m^3 for perlite #I and #II, respectively. In the R8–R10 mixes, perlite #I was used, and the content of the hydrophobic admixture was varied, respectively, 1%, 2% and 3% of the cement mass. In the R11–R12 mixes, perlite #II and the sealing admixture were used in 1% and 2%, respectively. Additionally, 15% of the cement was replaced with fly ash. In the R13-R14 mixes, perlite #II and 1% and 2% of the sealing admixture were used, respectively.

Compressive strength and density tests were carried out (Fig. 2). Additionally, a layer of a hydrophobic agent based on lithium silicate, intended for sealing and hardening existing and used as well as freshly laid concrete surfaces, was applied to the external surfaces of some samples from each type of mixture. Water absorption tests were carried out for the samples prepared this way (Fig. 3).

Table 1. Compositions of the tested recipes R8–R14 containing perlite of different grain sizes

Component	Unit	R8	R9	R10	R11	R12	R13	R14
Perlite type	-	I	I	I	II	II	II	II
Perlite content	m^3	1	1	1	1	1	1	1
Cement I 52,5R	kg/m^3	463	449	471	328	314	339	343
Fly ash (included in binder)		0	0	0	50	48	0	0
Sand		357	347	364	363	347	403	407
Water		181	181	181	189	174	188	183
Superplasticizer S1	% of cement mass	4.6	4.5	4.7	1.4	1.4	1.2	1.2
Admixture A1		1.0	2.0	3.0	1.0	2.0	1.0	2.0

Compressive strength tests (Fig. 2) clearly indicate that mixtures made on perlite #I (recipes R8–R10) are characterised by better mechanical parameters than those made on perlite #II. At the same time, the tests showed much higher density values for samples made on perlite #I, which is not particularly advantageous for prefabricated products from perlite concrete, due to transport costs.

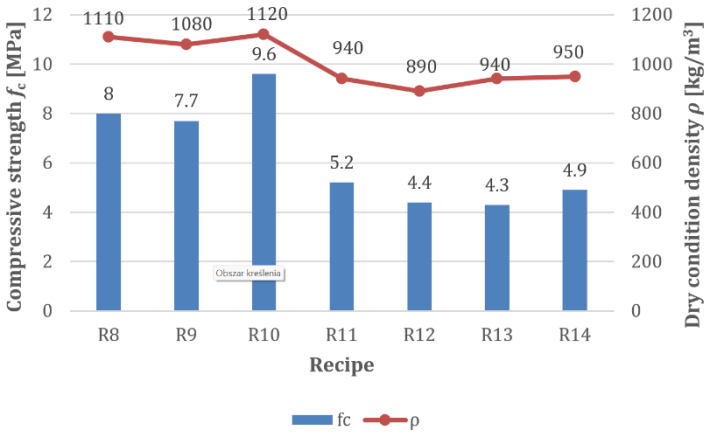


Figure 2. Compressive strength and density results for recipes R8–R14

The water absorption test results (Fig. 3) of mixtures subjected to additional surface hydrophobisation indicate that it can reduce the water absorption of concrete only to a small extent. The water absorption of samples based on perlite #I ranged from 20.4% to 23.6%

(R8–R10), while those made based on perlite #II (R11–R14) ranged from 30.5% to 34.1%. This clearly indicates a much higher water absorption of the aggregate marked as perlite #II. With such a high product perlite content, a significant reduction in water absorption is practically impossible. After applying surface hydrophobisation of perlite concrete, water absorption decreased from 12% to 15% for samples based on perlite I and from 2% to 19% for perlite #II. Although the obtained water absorption values were relatively high for the recipes based on perlite #II, it was decided to undertake further tests for this type of perlite due to the lower density of the perlite concrete samples and their compressive strength. To verify the obtained values, water absorption tests were carried out for real products (chimney blocks) from the production line. At the same time, it should be noted that the addition of fly ash (R11, R12) in the amount of approx. 15% of the cement mass has virtually no effect on the tested properties of perlite concrete.

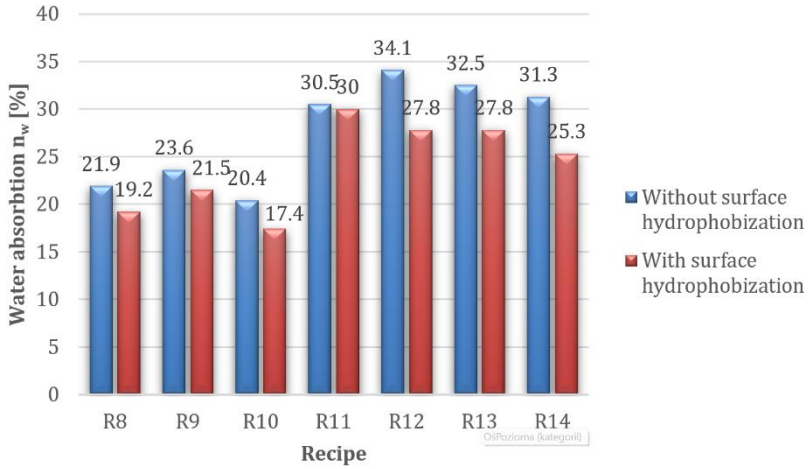


Figure 3. Perlite concrete water absorption test results for recipes R8–R14

3.2.- Tests carried out on real products

After conducting a series of laboratory tests and selecting the compositions of the perlite concrete mixture for which the best hydrophobisation results were obtained, and the remaining parameters were maintained at an acceptable level, the developed mixture was introduced to the production line of chimney blocks. Production tests of chimney blocks were carried out on the production line based on previously developed recipes, but the guidelines in Table 2 considered other admixtures. At this stage, it was decided to additionally test two different hydrophobic admixtures in various quantities to select the appropriate admixture and its amount (admixture A2 based on silanes and A3 based on modified organic salts).

It should be noted that the sequence of adding ingredients, method, and mixing time are critical in producing lightweight concrete. Therefore, two different mixing/feeding sequences of the ingredients were planned, i.e. No. 1: R15, R17, R19 and R21 were prepared in the following order; first, expanded perlite was mixed with 50% of the water, in

the next step sand and cement were added, and finally the remaining amount of water and chemical admixtures were added. In case of mixing according to method No. 2 for R16, R18, R20 and R22, sand was first placed in the mixer, then perlite + preliminary water - approx. 50% of mixing water, then cement, and finally chemical admixtures + the remaining water were added.

Table 2. Compositions of the tested recipes R15–R21

Component	Unit	R15	R16	R17	R18	R19	R20	R21
Content of perlite #II	m^3	1		1,2		1		1,2
Mixing type	-	1	2	1	2	1	2	1
CEM I 52,5 R-NA	kg	240		288		240		288
Sand	kg	330		396		330		396
Water	l	150		155		155		156
Superplasticizer S1	kg	2.9		3.5		2.9		3.5
Admixture A2	kg	2.4		2.9		-		-
Admixture A3	kg	-		-		2.4		2.9

In the case of tests with adding a hydrophobic agent (A2 and A3), better performance was achieved with the sequence of components application No. 1 than with the mixtures mixed according to sequence No. 2 by about 20%. However, in the case of chimney blocks based on recipes R15 and R19 (ingredients mixed in order No. 1), a lower density was obtained, 1034 kg/m^3 and 1060 kg/m^3, respectively, with a lower compressive strength, i.e. R15 = 2.0 MPa and R19 = 2.41 MPa. For the recipes with the same compositions but with the production sequence of ingredients No. 2, i.e. R16 and R20, the densities were 1123 kg/m^3 and 1111 kg/m^3, respectively, and the compressive strengths were 3.92 MPa and 3.10 MPa, respectively. Further tests were carried out in producing chimney blocks, where corrections were made on an ongoing basis (the order of adding ingredients and the w/c ratio).

Thus, the obtained compressive strengths were at an unacceptable level. Therefore, production tests of perlite concrete chimney blocks were carried out on the production line based on the previously developed R15 recipe to introduce optimisation changes to the composition of the concrete mix to obtain the appropriate level of compressive strength (in accordance with the adopted assumptions). The amount of water added in the base recipe (R15) was reduced for the following recipes: R22, R23 = 150.0 l, R24 = 142.5 l and R25 = 134.0 l.

Table 3. Results of tests of compressive strength and density of chimney blocks performed on the production line

Recipe	Compressive strength (MPa)	Dry density (kg/m^3)
R22	6.1	1200
R23	7.7	1260
R24	7.1	1200
R25	6.3	1230

After receiving the blocks prepared on the production line, compressive strength and density tests were started. Additionally, the tested perlite concrete blocks were surface-coated with a hydrophobic agent (diluted concentrate of silicone microemulsion based on silanes and siloxanes) on both sides, at least twice at 24-hour intervals, to check the tightness of the product through water absorption tests. Table 3 shows that the changes introduced in the recipes increased the compressive strength to an acceptable level (above 4 MPa), and the density was around 1200 kg/m^3.

The water absorption of samples cut from chimney blocks made on the production line ranged from 9.5% to 13.0% (Fig. 4). For chimney blocks manufactured based on a recipe previously developed in the laboratory, water absorption values of around 10% (R24 = 9.5%) or slightly above 10% (R25 = 10.4%) were obtained after modifying the composition on the production line. For recipes R22 and R23, water absorption values were slightly higher. After applying surface hydrophobisation, water absorption decreased from 28% to 36% compared to unprotected products (Fig. 4). All samples' final water absorption values were below 10%, and were R22 = 8.7%, R23 = 8.2%, R24 = 6.5% and R25 = 6.7%, respectively. This means that the intended goal was ultimately achieved.

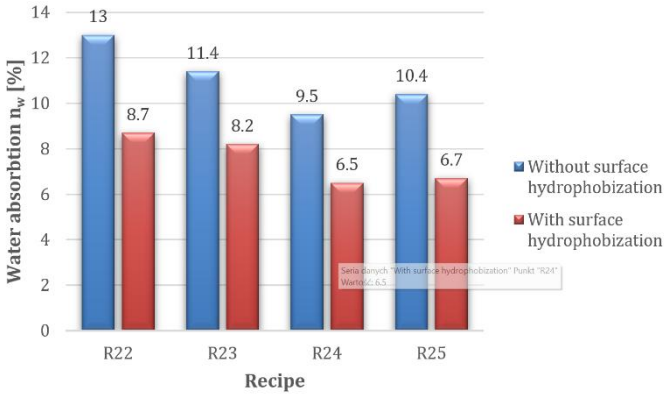


Figure 4. Results of the water absorption test of chimney blocks made on the production line

4.- CONCLUSIONS

As a result of the tests carried out in the laboratory and on chimney blocks formed on the production line and made of perlite concrete, the following conclusions can be drawn:

- Selecting hydrophobic admixtures is crucial to obtaining perlite concrete chimney blocks with appropriate mechanical parameters, density and water absorption. A silane-based hydrophobic admixture and a non-sulfonated acrylic polymer-based superplasticiser in the perlite concrete mixture made it possible to obtain a chimney block on the production line that met the initial assumptions. In addition, perlite with

a lower bulk density (97 kg/m^3), with the appropriate selection of other ingredients, makes it possible to obtain perlite concrete blocks with the required properties. This method of producing perlite concrete chimney blocks can significantly reduce the need for additional surface hydrophobisation.

- The method and sequence of dosing the ingredients during the preparation of the concrete mix can significantly affect the final properties of perlite concrete. Preparing the concrete mixture according to a scheme in which the perlite is pre-moistened with half of the mixing water before adding cement and chemical admixtures allows for a higher degree of homogenisation of the mixture and, consequently, better mechanical properties of the finished product.

REFERENCES

[1] Bajno, D., Bednarz, L. and Grzybowska, A., 'The role and place of traditional chimney system solutions in environmental progress and in reducing energy consumption', Energies **14** (2) (2023) 135–144.

[2] Drozdzol, K., Kowalski, M., Kokocinska–Pakiet, E., Junga, R. and Horak, J., 'Fire safety study of a perlite concrete chimney and wooden ceilings used in buildings based on experimental tests and CFD analysis', Building Services Engineering Research & Technology **45** (3) (2024) 317-335.

[3] Drozdzol, K., 'Thermal and Mechanical Studies of Perlite Concrete Casing for Chimneys in Residential Buildings', *Materials* **14** (8) 2021.

[4] Rashad, A.M., 'A synopsis about perlite as building material—A best practice guide for Civil Engineer', Construction and Building Materials **121** (2016) 338–353.

[5] Jedidi, M., Benjeddou, O. and Soussi, C., 'Effect of Expanded Perlite Aggregate Dosage on Properties of Lightweight Concrete', Jordan Journal of Civil Engineering **9** (2015) 378–391.

[6] Wu, C., Hou, D., Wang, P., Li, M., Xu, H. and Han, S., 'Investigation of polysiloxane coatings with two-components for synergistic improved corrosion resistance of cementitious materials', Construction and Building Materials **449** (25) (2024).

[7] Merah, A., Khenfer, M.M. and Korichi, Y., 'The effect of industrial coating type acrylic and epoxy resins on the durability of concrete subjected to accelerated carbonation', Journal of Adhesion Science and Technology **29** (22) (2015) 2446–2460.

[8] Santhanam, M., 'Case studies of concrete deterioration in reinforced concrete chimneys', in Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting III, edited by Alexander, M.G., Beushausen, H.-D., Dehn, F. and Moyo, P., (CRC Press, London 2012).

[9] PN-EN 206:2014. Concrete. Requirements, properties, production and compliance, (Polish Committee of Standardisation, Warsaw 2014).

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Finite element analysis of reinforced concrete culvert behaviour with a large soil cover - a case study

Janusz Warycki [(1)], Tomasz Maleska [(1)], Damian Beben [(1)] and Jan Vaslestad [(2)]

[(1)] Faculty of Civil Engineering and Architecture, Opole University of Technology, Poland.
[(2)] GeoAnlegg, Norway.

ABSTRACT

Reinforced concrete culverts are key elements of transport infrastructure, finding a wide range of applications in roads and railways. In many cases, reinforced concrete culverts have a very large soil cover, which can cause more significant deformations than those induced by the live loads. Therefore, in this case, a culvert with a very large soil cover will be analysed to determine the displacements and internal forces in the reinforced concrete culvert and the earth pressures. The tested object was a 2.0 m wide and 2.55 m high cast-in-place reinforced concrete box culvert. The culvert was continuous and had a total length of 385 m, and the soil cover height was 23 m. The concrete culvert walls and the base were 0.3 m and 0.4 m thick, respectively. The simulations were performed in three-dimensional space in the RFEM program using the finite element method. Displacements, bending moments, axial forces and stresses were estimated based on the numerical simulations. The obtained computational displacements and stresses did not exceed the permissible limits. Conclusions may be important to the scientists and practitioners dealing with reinforced concrete culverts.

KEYWORDS: reinforced concrete, culvert, finite element analysis, backfill.

1.- INTRODUCTION

Culverts are key elements of transportation infrastructure, finding a wide range of applications in roads and railways, and also play an important role in hydraulic engineering and water resource management. Culverts can perform various functions, such as pedestrian crossings, farm crossings, animal crossings, or enabling the passage of watercourses. They are also used in sewage, agricultural, and urban systems. Culverts are currently one of the most popular engineering structures located in transport infrastructure. Culverts are mainly built of reinforced concrete, but other materials such as steel [1,2] and plastics (PP and PEHD) are also used [3]. A study is also underway on culverts made of high-performance concrete, such as ultra-high-performance concrete [4]. Many of these engineering structures have historical value, often representing unique historical and technical aspects.

So far, the basic analyses of reinforced concrete box culverts have concerned their behaviour under road or rail loads at standard or low soil cover depths [5,6,7]. In such cases, culvert damage may occur, which is related to the direct impact of the moving load and soil cover depth that is too low, which can reduce these impacts [8]. However, in culverts with a high soil cover, the effect of the live load is relatively small compared to the effect of the dead weight of the backfill above the culvert. A high soil cover is considered to be greater than the width of the culvert [9]. Ma et al. [10] analysed a reinforced concrete box culvert with a soil cover depth of 7 m. The tests investigated the distribution and growth of the soil pressure on the top plate and side walls, as well as the displacements and deformations of the culvert. Pimentel et al. [11] analysed numerically and experimentally a reinforced concrete box culvert with a soil cover depth of 9.5 m. It was found that the soil pressure and the nonlinear behaviour of the culvert are directly related and should be taken into account at the design stage. Attention should also be paid to standard conditions, e.g. AASHTO [12] recommends that the soil cover depth above box culverts made of concrete with a strength of 34-14 MPa should be no less than 0.61 m and no more than 7.62 m. It should be mentioned here that in reinforced concrete culverts, the soil cover height is treated as additional ballast, and therefore, a soil cover height that is too high is not desirable. A negative phenomenon called negative arching appears in these structures, resulting in the culvert being loaded. However, the situation is different in the case of flexible soil-steel culverts/bridges [13], where the appropriate soil cover height ensures the correct work of these structures, and a positive arching phenomenon appears, which causes the culvert to be unloaded.

In summary, few research works address the behaviour of reinforced concrete box culverts with extremely high soil cover. Therefore, this study presents the FEM analysis of a reinforced concrete culvert with an extremely high soil cover of 23 m, which is almost 3 times higher than the AASHTO approach [12]. Numerical simulations were performed for two time steps, i.e. design stage “0” and “1” after 365 days of operation. The conclusions that were obtained may be helpful in the design of an RC culvert with high soil cover.

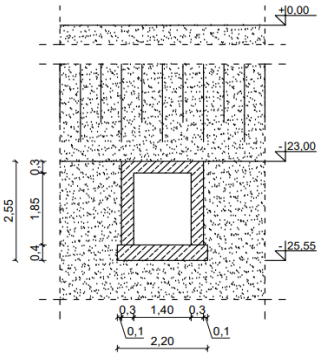


Figure 1. Cross-section of the analysed RC box culvert

2.- DESCRIPTION OF RC BOX CULVERT

The tested RC culvert was situated in Hallumsdalen, Norway. The culvert was a cast-in-place box culvert with a width of 2.0 m and a height of 2.55 m (Fig. 1). The culvert was continuous with a total length of 385 m. The concrete culvert walls and the base were 0.3 m and 0.4 m thick, respectively. It crossed a valley beneath an embankment of compacted gravel up to 23 m in height (soil cover depth). The culvert was assumed to be made of C20/25 concrete and B550S reinforcing steel. The culvert was set at a depth of 25.55 m in a gravel embankment. The designed gravel embankment was 385 m long and 42 m wide. The ratio of the slope inclination at the culvert inlet and outlet was 1:1. Detailed culvert description and experimental testing are presented by Vaslestad et al. [14].

3.- DESCRIPTION OF CULVERT FEM MODEL

The reinforced concrete box culvert was modelled using the finite element method (FEM) in RFEM [15]. The structural analysis was performed in two time steps (0 – design state and 1 – after 365 days of operation) using the extension of the time history analysis, the so-called Time Domain Analysis. The structure class S4 was assumed. The load on the reinforced concrete culvert was the soil mass as the structure's dead weight. Figure 2 shows the 3D culvert model with boundary conditions in the RFEM environment. For the side surfaces of the soil mass in the YZ plane, boundary conditions were defined - the displacement is blocked in the Y- and Z-directions. In the X-direction, a spring constant of 100,000 kN/m^3 was set (Fig. 2). On the lower horizontal surface of the soil mass in the XY plane, the surface support has a blocked displacement in the Z-direction. For the X- and Y-directions, a spring constant of 100,000 kN/m^3 was set, similar to the case of the side walls of the model.

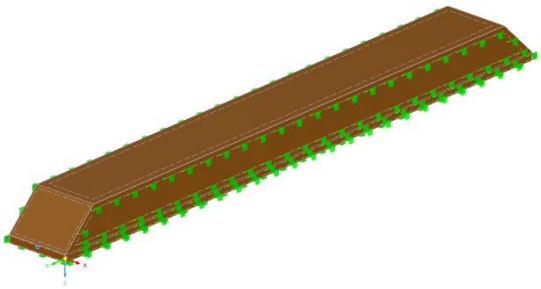


Figure 2. FEM model of the RC culvert

The concrete was modelled in accordance with Eurocode 2 [16] as reinforcement concrete elastic model with the following parameters: modulus of elasticity = 3×104 MPa, shear modulus = 1.25×104 MPa, Poisson's ratio = 0.2, bulk density = 2500 kg/m^3, specific gravity = 25 kN/m^3, characteristic cylindrical strength = 20 MPa, characteristic cube strength = 25 MPa, mean axial tensile strength = 2.20 MPa, mean secant modulus of elasticity = 30 MPa.

The gravel embankment was modelled as a linear elastic model with the following

parameters: elastic modulus 45 N/mm^2, shear modulus 22.5 MPa, Poisson's ratio = 0.2, dehydrated density 21 kN/m^3, saturated density = 21.5 kN/m^3, cohesion = 3 N/mm^2, internal friction angle = 39°, dilatation angle = 5°, deformation modulus of native soil = 45 MPa [14].

The reinforcing steel was modelled with the following parameters: modulus of elasticity = 2×105 MPa, shear modulus = 7.69×104 MPa, Poisson's ratio = 0.3, bulk density = 7850.00 kg/m^3, specific gravity = 78.50 kN/m^3, characteristic tensile strength = 577.50 MPa, and characteristic yield strength = 550 MPa.

4.- RESULTS OF FEM SIMULATIONS

The results of the numerical FEM simulations are presented in the form of maps. The FEM results were obtained in two-time steps (stages), i.e. "0" - the initial (design) state and "1" after 365 days from the construction of the culvert. The maps show the behaviour of the reinforced concrete culvert in colours.

4.1.- Displacements

The maximum vertical displacement u_z was 36.2 mm, occurred in the middle of the reinforced concrete culvert length, and covered about 85% of its surface (Fig. 3). The smallest displacements occurred near the culvert inlet and outlet and amounted to 10.4 mm. The displacement values did not change substantially after one year of service. The graph of vertical displacements u_z is symmetrical.

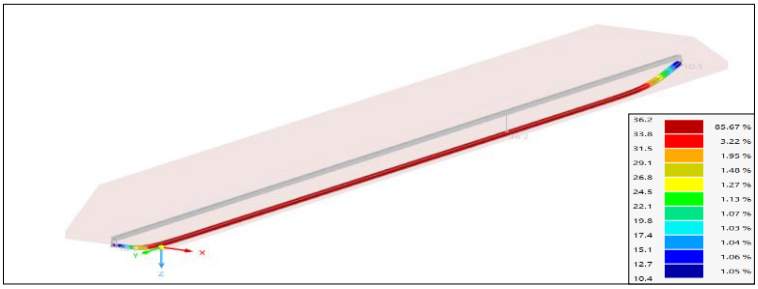


Figure 3. Map of maximum vertical displacements u_z [mm] – design stage "0"

The maximum vertical displacement of the reinforced concrete culvert is 36.2 mm. Therefore, the permanent displacements should not exceed those calculated according to equation (1):

$$\delta = \left(\frac{u_z}{L}\right) = \left(\frac{36.2\ mm}{2100\ mm}\right) * 100 = 1.72\ \% \ < \ \delta_{dop} = 3\ \%, \tag{1}$$

where: u_z – maximum displacement [mm], L – element width [mm], δ – permanent deflection [%], δ_{dop} – permissible deflection [%].

Considering the above, the maximum permanent deflection does not exceed the permissible one. Therefore, the designed reinforced concrete culvert will ensure the safe transfer of the designed load.

The maximum horizontal displacements of the reinforced concrete culvert were significantly smaller than the vertical ones and did not exceed 0.2 mm and 6.2 mm in the X- and Y-directions, respectively. The horizontal displacements u_x were almost zero over a large area of the culvert surface (77% of the surface). The most unfavourable values of the horizontal displacements u_y occurred at the culvert inlet and outlet. At the same time, the most minor deflections in the range of -0.6 to 0.6 mm are located in the middle of the structure span. After one year of service, the distribution of horizontal displacements slightly changes by values of several hundredths of a per cent of the surface. It should be added that the obtained results were also influenced by the boundary conditions specified in the numerical model. This was particularly visible in Fig. 3, where the smallest displacements were noted at the inlet and outlet, and the largest were in the middle of the span. It should also be emphasised that the purpose of the specified boundary conditions was to determine the most realistic operating conditions of the culvert. The aspect of the influence of boundary conditions was analysed, among others, in the study [13].

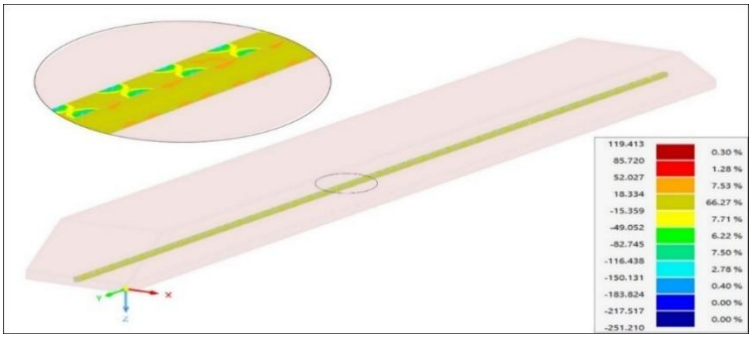


Figure 4. Distribution of maximum bending moments M_x [kNm/m] – design stage "0"

4.2.- Bending moments

The maximum compressive bending moments were 251.21 kNm/m and occurred in the X-direction (Fig. 4). They occurred locally. However, the most significant part of the culvert surface (approx. 66%) is covered by bending moments ranging from -15.359 to 18.334 kNm/m. The maximum tensile moment of 119.413 kNm/m occurred in the X-direction on the surface of 0.3% of the structure (central part of the culvert). Positive and negative bending moments increased by tenths of kNm/m after 365 days of service. In the case of tensile and compressive bending moments in the Y-direction, they did not exceed 134 kNm/m and -128.052 kN/m, respectively. The most unfavourable bending moments were obtained at the lower edges of the culvert. The bending moments increase slightly after one year.

4.3.- Axial forces

The maximum compressive axial forces occurred on the side walls of the culvert (in the Y-direction on approximately 1.3% of the surface). They amounted to -2080.39 kN/m (Fig. 5). The maximum tensile axial forces occurred on the bottom plate of the culvert and were equal to 1535.72 kN/m (Fig. 5). On the top plate of the culvert (on approximately 30% of the surface) the range of axial forces from -107.969 to 220.768 kN/m (Fig. 5) dominates. The axial forces change slightly after one year of operation. In the case of analysis of the values obtained in the X-direction, they did not exceed 988 kN/m and 401 kN/m for the tensile and compressive axial forces, respectively. The areas of action of the most unfavourable axial forces in the X-direction occurred near the inlet and outlet of the reinforced concrete culvert.

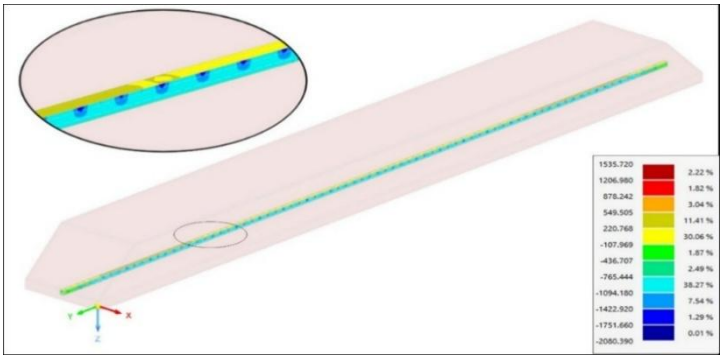


Figure 5. Distribution of maximum axial forces N_y [kN/m] – design stage "0"

4.4.- Stresses

The maximum principal stresses in the reinforced concrete culvert were 19.623 MPa (Fig. 6) and occurred in the Y-direction. The maximum stresses were compressive and occurred locally on 0.01% of the culvert surface in its corners. On the majority of the culvert surface, the stresses did not exceed 6 MPa. The stresses in the reinforced concrete culvert decreased slightly after one year. The principal stresses in the X- and Z-directions were minor and did not exceed 10 MPa and 15 MPa, respectively.

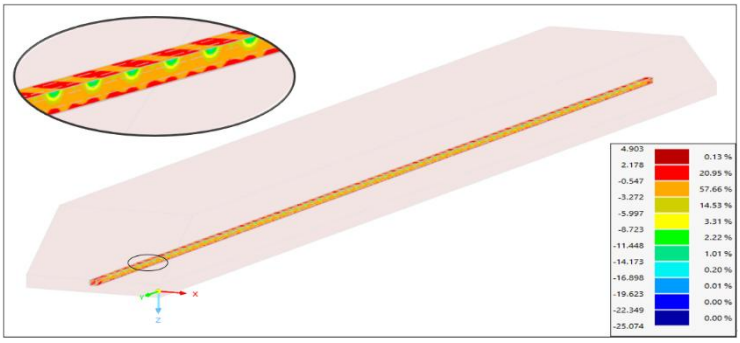


Figure 6. Distribution of maximum principal stresses σ_y [N/mm^2] – design stage "0"

The maximum stresses in the backfill reach 443 kPa at the lower base of the backfill and occur in the Z-direction. With the decreasing depth of the embankment, the stresses decrease. After 365 days, the principal stresses in backfill increased slightly by 1 kPa. On the vertical surfaces, the stresses are smaller (250–290 N/mm^2), while at the top of the backfill mass, they are in the range of 17–133 kPa. The stresses σ_x and σ_y in the backfill did not exceed 82 and 105 kPa, respectively, and occurred in the lower base of the soil mass. With the decreasing depth of the embankment, the stresses decrease. After one year, the principal stresses increased slightly. The maximum negative values of the principal stresses σ_z were equal to 443 kPa, and the assumed shear capacity of the gravel was determined at 22.5 MPa, which is fully sufficient for the stresses occurring in the soil mass.

The small reductions in stresses in the soil result from the calculation method (an effect of approximations) rather than a direct effect of soil consolidation. The numerical model of the culvert does not provide the degree of soil consolidation over time because a linear-elastic model was analysed. The parameters considered were the soil's saturated and drained specific gravity, which may also impact the obtained results. However, the difference in weights is slight. Therefore, one should be aware of the limitations used in analysing the numerical model.

5.- CONCLUSIONS

As a result of the FEM calculations of the reinforced concrete culvert with extremely high soil cover, the following final conclusions can be drawn:

- the permissible permanent vertical displacements of the reinforced concrete culvert were not exceeded for both considered time steps in the analysis, which proves its safe operation. The largest vertical displacements were obtained in the central part of the culvert and the smallest at the inlet and outlet. The horizontal displacements of the culvert were at a low level,
- the maximum principal stresses occur in the side walls of the reinforced concrete culvert and are lower than the compressive strength of the concrete assumed in the FEM analysis. However, it should be noted that the study included a new culvert without damage. Therefore, the technical condition of the concrete in the culvert should be checked periodically, and the FEM analysis should be adjusted to the changing technical conditions of the culvert (e.g. weaker or damaged concrete),
- the maximum bending moments and axial forces occurred on the side walls of the reinforced concrete culvert, and their values do not raise concerns.

The calculations showed that despite exceeding the maximum allowable backfill for reinforced concrete box culverts by 3 times, the designed structure with an extremely high soil cover (23 m) safely transferred the designed load and met the conditions for maximum deflections for this type of structure. The key factor in this type of reinforced concrete underground structure is the selection of concrete with appropriately high strength and durability so that it maintains its original parameters throughout use.

REFERENCES

[1] Beben, D., 'Soil-Steel Bridges. Design, Maintenance and Durability', (Springer, Cham 2020).

[2] Maleska, T. and Beben, D., 'Numerical analysis of a soil-steel bridge during backfilling using various shell models', Engineering Structures **196** (2019).

[3] White, K., Sargand, S. and Khoury, I., 'Impact of Backfill Material on the Rerounding of Deflected Corrugated High-Density Polyethylene Drainage Pipes', Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice **15** (1) (2024), 04023057.

[4] Maleska, T., Beben, D. and Mordak, A., 'Finite Element Modelling of the Behaviour of Thin-Walled Arch Bridge Made with UHPFRC and Ordinary Concrete', in 'Advances in Sustainability Science and Technology', Proceedings of INCREaSE, Faro July 2023 (Springer, Cham, 2023).

[5] Garg, A.K. and Abolmaali A., 'Finite-Element Modeling and Analysis of Reinforced Concrete Box Culverts', Journal of Transportation Engineering **135** (3) (2009) 121-128.

[6] Acharya, R., Han, J., Brennan, J.J., Parsons, R.L. and Khatri, D.K., 'Structural Response of a Low-Fill Box Culvert under Static and Traffic Loading', Journal of Performance of Constructed Facilities **30** (1) (2016) 04014184.

[7] Ulger, T., Okeil, A.M. and Elshoura A., 'Load Testing and Rating of Cast-in-Place Concrete Box Culverts', Journal of Performance of Constructed Facilities **34** (2) (2020).

[8] Tran, H., Lokuge, W., Setunge, S. and Karunasena, W., 'Network Deterioration Prediction for Reinforced Concrete Pipe and Box Culverts Using Markov Model: Case Study', Journal of Performance of Constructed Facilities **36** (6) (2022).

[9] Bennett, R.M., Wood, S.M., Drumm, E.C. and Rainwater, N.R., 'Vertical Loads on Concrete Box Culverts under High Embankments', Journal of Bridge Engineering **10** (6) (2005) 643-649.

[10] Ma, Q., Huang, C., Xiao, H., and Chen, Z., 'Embankment Filling Loads on an Assembled Concrete Culvert beneath High Embankment', International Journal of Corrosion **2018** (2018) 9870673.

[11] Pimentel, M., Costa, P., Félix, C. and Figueiras, J., 'Behavior of Reinforced Concrete Box Culverts under High Embankments', Journal of Structural Engineering **135** (4) (2009) 366-375.

[12] 'AASHTO LRFD. Bridge Design Specifications', 10th edition (The American Association of State Highway and Transportation Officials 2024).

[13] Maleska, T. and Beben, D., 'Effect of the soil cover depth on the seismic response in a large span thin-walled corrugated steel plate bridge', Soil Dynamics and Earthquake Engineering **166** (2023) 107744.

[14] Vaslestad J., Johansen T.H. and Holm W., Load reduction on rigid culverts beneath high fills. Long-term behaviour, Transportation Research Record **1415** (1993) 58-68.

[15] 'Eurocode 2: Design of concrete structures', (European Committee for Standardization. Brussels, 2005).

[16] Dlubal. Structural Analysis and Design Software. RFEM 6 (2025).

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

On the potential wide application of High-Performance Fibre Reinforced Concrete to precast girders for road bridges

Juan Barbecho [(1)], Rafael Ruiz [(1-2)], Leonardo Todisco [(1)] and Hugo Corres [(1)]

[(1)] Universidad Politécnica de Madrid, Madrid, Spain.
[(2)] ACCIONA Technological Centre, ACCIONA Construcción, Alcobendas, Spain.

ABSTRACT

This research explores High-Performance Fibre-Reinforced Concrete (HPFRC) as an innovative intermediate material solution bridging the gap between conventional Fibre-Reinforced Concrete (FRC) and Ultra-High-Performance Fibre-Reinforced Concrete (UHPFRC). HPFRC offers an optimal compromise between mechanical performance and cost-effectiveness. The study is based on ongoing conceptual and experimental investigations focused on the application of an HPFRC mix (characterized by a mean compressive strength of 120 MPa) in the design and construction of 60-meter-span precast girders for road bridges. These girders feature a U-shaped cross-section without web stirrups and are highly prestressed using external unbonded tendons. A comparative analysis between HPFRC and Conventional Concrete (CC) is conducted to assess structural efficiency and material economy. The findings demonstrate the potential of HPFRC to achieve significant material savings while maintaining high structural performance, thereby supporting its broader adoption in the construction industry.

KEYWORDS: HPFRC, prestressing, U-girder, shear, bending, bridges, steel fibres

1.- INTRODUCTION

The bridge engineering sector is increasingly adopting UHPFRC due to its outstanding durability and mechanical performance. Institutions such as the Federal Highway Administration (FHWA) [1] promote its use, through design guidelines, while companies like DURA Technology [2] have developed their own UHPFRC mix and designed a standardized catalogue of girder solutions. However, despite its remarkable durability and mechanical performance, this material has been used in a limited number of applications due to its high cost and the challenges associated with its industrialization. In this context, the Structural Engineering Research Group at the Universidad Politécnica de Madrid, in collaboration with ACCIONA, launched the Smartcast project to implement HPFRC in roadway bridge construction as a smart alternative aimed at structural optimization. As part of this initiative, Ruiz et al. [3] developed a U-girder solution (Fig. 1a) using a tailor-made HPFRC mix (hereafter referred to as HPFRC C100/115), which provides a characteristic

tensile residual strength around 8–10 MPa (f_{R3k}). This capacity combined with the prestressing layout (Fig. 1a) eliminates the need for stirrups, reducing material consumption and construction time.

Without stirrups in the webs, the design capacity greatly relies on the shear resistance provided by HPFRC C100/115, making its accurate characterization essential. To this end, the team conducted an experimental program [4] using I-girder specimens with 100 mm web widths—representative to 150 mm webs in U-girders— (Fig. 1b and Fig. 1c). Results showed a strong correlation between shear resistance and mean compressive stress due to prestress. Recently, Lamberti et al. [5] analyzed Ruiz et al. [4] I-girders shear resistance based on EN 1992-1-1:2023 [6] (hereafter referred to as EC2:2023) and Model Code 2020 [7] (hereafter referred to as MC2020) provisions. The present paper builds upon that work by evaluating the bending strength of the same specimens [4], isolating the contributions of plain concrete, fibres, and prestressing.

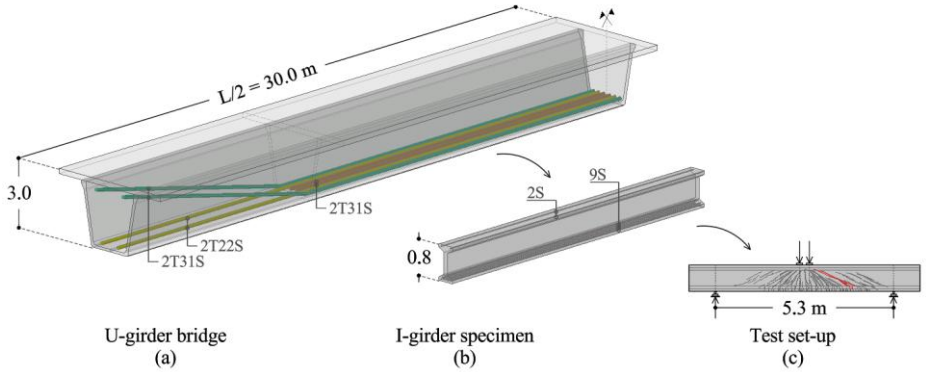


Figure 1. (a) Cross section and prestressing layout of the proposed alternative with HPFRC U-girders and conventional deck; (b) Web equivalent I-girder tested in laboratory, (c) Test set-up with crack pattern. Adapted from Ruiz et al. [3]

The analysis of the results shows that, under a mean compressive stress of 13 MPa, fibres can contribute up to 80% of the shear resistance, while prestressing and plain concrete contribute 12% and 8%, respectively. In contrast, for bending strength, fibres could contribute only 7%, whereas plain concrete and prestressing contribute 56% and 37%, respectively. These findings underscore the need for a detailed analysis of each component's contribution—along with their reduction factors and theoretical models—when designing girders without stirrups.

2.- MATERIAL CHARACTERIZATION

The U-girder solution proposed by Ruiz et al. [3] incorporates a High-Performance Fiber-Reinforced Concrete (HPFRC) C100/115 mix, which provides a cost-effective alternative that complies with the workability (class F) and ductility (class 13a) requirements defined in MC2020 [7]. This mix is specifically designed to meet these performance criteria

through a carefully proportioned composition that includes 500 kg/m³ of CEM I 52.5R SR3 cement, 50 kg/m³ of silica fume, and 150 kg/m³ of water, resulting in a water-to-cement ratio (w/c) of 0.3. The granular skeleton consists of quartzite sand (0–6 mm) and coarse aggregates (6–12 mm) at dosages of 978 kg/m³ and 796 kg/m³, respectively. To ensure adequate workability and fibre dispersion, the mix also incorporates 3.75 kg/m³ of plasticizer and 8.5 kg/m³ of high-performance superplasticizer, together with 80 kg/m³ (V_f = 1%) of steel fibres (60 mm in length, aspect ratio of 80, and nominal tensile strength of 2200 MPa). The mechanical properties of the HPFRC C100/115 mix, as implemented in the experimental program carried out on I-girders [4] and in compliance with EC2:2023 [6] and MC2020 [7], are summarized in Table 1.

Table 1. Summary of the mechanical parameters for defining the constitutive model for HPFRC used in experimental research [4]

Parameter	*Value*	*Unit*	*Code reference*
$E_{c,m}$	40.3 - 46.3	[GPa]	[2]
$f_{cm,cube}$(*)	130.75	[MPa]	[2]
$f_{cm,cyl}$	120.9	[MPa]	Eq. (14.2-1) [7]
ε_{c2}	2.5	[‰]	§L8.1.(4) [6]
ε_{cu}	3.5	[‰]	§L8.1.(4) [6]
$f_{R1,m}$ (**)	11.37	[MPa]	[2]
$f_{R3,m}$ (**)	12.49	[MPa]	[2]
$f_{Ftu,m}$ (***)	4.16	[MPa]	Eq. (18.4-3) [7]
ε_{Ftu} (****)	20	[‰]	§L5.5.2 [6]

(*) The dataset presented by Ruiz et al. [4] has an arithmetic mean of 130.75 MPa.

(**) This value corresponds to the arithmetic mean fibre dosage, considering 40 kg/m³ in the bottom flange and 80 kg/m³ in both the web and the top flange of the I-girder.

(***) According to EC2:2023§L.8.1 and MC2020 Eq. (18.4-3), the analysis of bending -whether with or without axial force- may be carried out using a rigid plastic approach.

(****) According to EC2:2023 §L.5.5.2(1) and MC2020 §18.4.1, when reinforcement is provided, a strain value of 20‰ can be assumed (conservative characteristic length of 125 mm). However, in the absence of reinforcement, the strain should be conservatively estimated based on a characteristic length of h = 800 mm, resulting in a strain of 3‰. When this lower strain is considered, the bending contribution of fibres in reinforced or prestressed concrete sections can become negligible.

To further demonstrate the performance and efficiency of the proposed HPFRC C100/115 mix, Ruiz et al. [3] conducted a comparative study with three other concretes, as shown in Figure 2: (i) an FRC C28/35 proposed by Martinelli et al. [8], (ii) an HPFRC C80/95 developed by Walraven et al. [9], and (iii) a UHPFRC C135/150 designed by Lopez et al. [10]. Taking the FRC C28/35 as a reference, the HPFRC C100/115 mix achieves a mean cylinder compressive strength 3.5 times higher, with only a 33% increase in cement content. By comparison, the HPFRC C80/95 reaches 2.8 times the reference strength but requires 53.3% more cement, while the UHPFRC C135/150 attains 4.8 times the strength with a 167% increase in cement content.

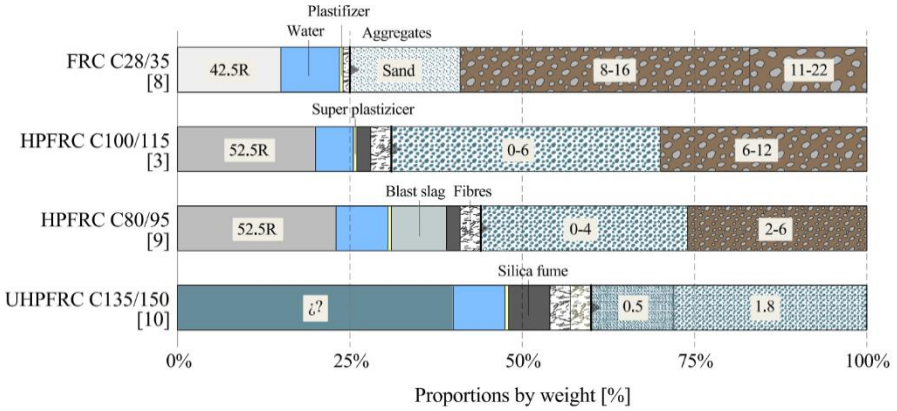


Figure 2. Components proportions of mix designs analyzed by Ruiz et al. [3]

3.- EXPERIMENTAL PROGRAM ON PRESTRESSED HPFRC I-GIRDERS

To evaluate the shear performance of HPFRC C100/115, Ruiz et al. [4] tested 6 prestressed and 2 non-prestressed I-girders, all with a shear slenderness ratio (a/d) of 3.5. The cross-section and specimen details are shown in Fig. 3a. Prestressing strands (f_{yp} = 1744 MPa) induced a mean compressive stress (σ_{cp}) ranging from 10.7 to 13.7 MPa. Although some strands were placed in ducts and considered unbonded, Ruiz et al. [4] confirmed that they behaved as fully bonded, likely due to an unintended condition during casting. Finally, to prevent voids in the bottom flange, the fibre content was reduced to 40 kg/m³.

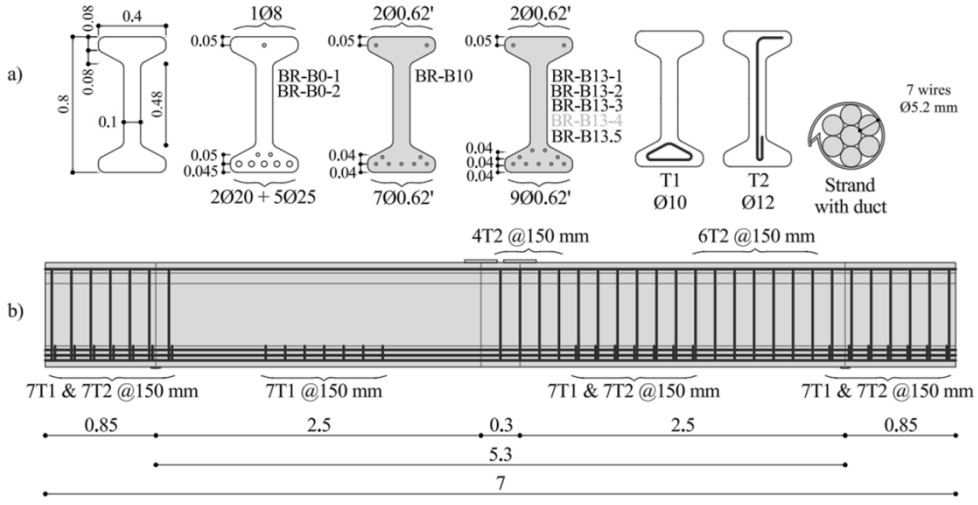


Figure 3. Geometry and reinforcement layout: (a) Cross sections, stirrup detailing, and cross section of a strand with duct, (b) longitudinal specimen view. Adapted from Ruiz et al. [4]

All prestressed I-girders failed in shear, with values between 548 and 621 kN, depending on the assigned prestress level and the number of strands. Experimental results [4] showed a strong correlation with mean compressive stress ($R^2 = 0.99$).

4.- CODE-BASED ANALYSIS OF I-GIRDERS

The implementation of HPFRC C100/115 in full-scale structural applications requires proper support from design standards. In this context, HPFRC C100/115, with a compressive strength ranging from 118 to 138 MPa, lies within the upper limit for concrete classes considered by EC2:2023 [6]. Therefore, these provisions are deemed appropriate for assessing bending and shear at the ultimate limit state (ULS).

4.1.- ULS: Bending capacity

The mid-span bending response of the prestressed BR-B13 girders (M_R) was evaluated for mean compressive stresses ranging from 0 to 18 MPa. As shown in Figure 4a, total resistance is defined as the sum of internal and external forces. The internal forces ($M_{R,CFN}$) include the baseline resistance from compression (concrete)–tension (strand) equilibrium ($M_{R,C0}$), the fibre contribution ($\Delta M_{R,F}$), and the effect of the prestressing force ($-N_E$) applied at the gravity center of the section ($-\Delta M_{R,N}$). The external contribution corresponds to the bending moment due to the eccentricity of the prestressing force ($-M_{E,ex}$), which is added to the internal force to obtain the total moment capacity.

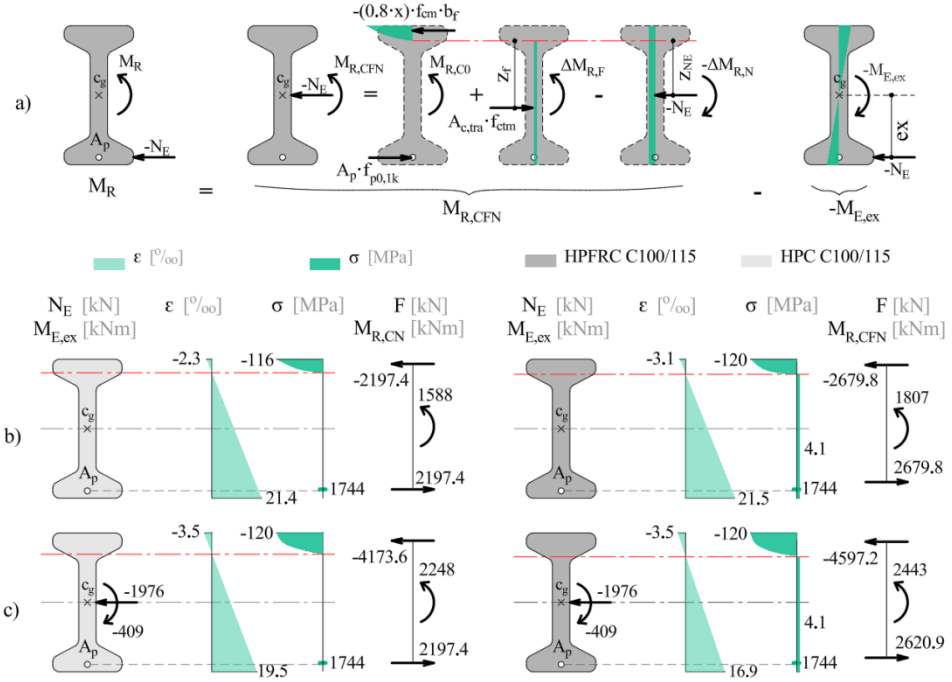


Figure 4. (a) Internal forces and superposition scheme for bending resistance, (b) Stress–strain distribution for no compressive stress, (c) Stress–strain distribution for a mean compressive stress of 13 MPa.

The sectional analysis of the experimental results obtained by Ruiz et al. [4] confirms a ductile failure mode, evidenced by a neutral axis value (x) below $h/2$. Fig. 4b and Fig. 4c illustrate stress and strain distribution as well as the internal resultant forces at mid-span section. For example, Figure 4b shows a baseline bending resistance without fibres ($M_{RC,0}$) of 1588 kNm, which increases by 219 kNm due to the fibre contribution of HPFRC ($\Delta M_{RC,F}$). Similarly, Fig. 4c shows the effect of a mean compressive stress of 13 MPa, where prestressing contributes 1069 kNm to the total bending resistance.

To summarize the bending analysis, Figure 5a illustrates the individual contributions of the different resistance components to the total bending capacity as a function of the mean compressive stress. The grey area corresponds to the baseline resistance ($M_{R,C0}$), the green shows the fibre contribution ($\Delta M_{R,F}$), and the orange represents the effect of prestressing, separated into centric ($\Delta M_{R,N}$) and eccentric ($M_{E,ex}$) components. Without prestressing, fibres contribute 219 kNm, but this drops by 32 kNm when σ_{cp} reaches 18 MPa, due to the upward shift of the neutral axis, which reduces the tensile concrete area. Prestressing contribution is divided into centric and eccentric effects, with the centric component accounting for 39% of the total prestressing contribution.

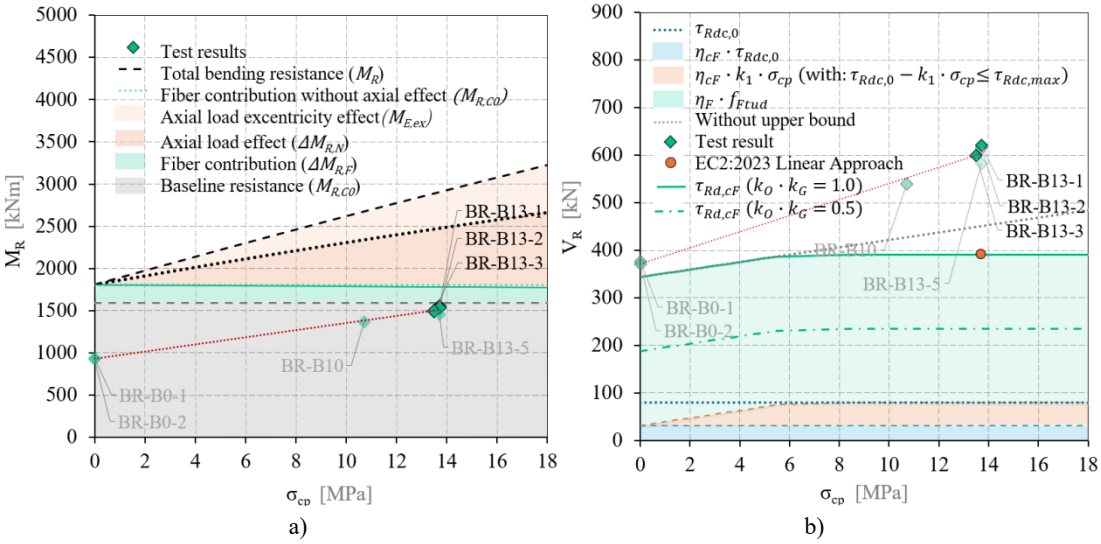


Figure 5. a) Influence of prestressing force and fibre reinforcement for bending resistance of BR-B13 I-girder, b) Shear analysis. Adapted from Lamberti et al. [5]

4.2.- ULS: Shear capacity

The shear design provisions of EC2:2023 [6] for prestressed members without stirrups are based on the Critical Shear Crack Theory (CSCT), which can be implemented through two design methods: the General Model (GM) and the Linear Approach (LA). In both cases, the shear strength is defined as in Eq. (1), where ($\eta_{cF} \cdot \tau_{Rdc,0}$) corresponds to the contribution of

the plain concrete, ($\eta_{cF} \cdot k_1 \cdot \sigma_{cp}$) represents the effect of the mean axial compressive stress, and ($\eta_F \cdot f_{Ftud}$) accounts for the contribution of the fibres.

$$\tau_{Rd,cF} = [(\eta_{cF} \cdot \tau_{Rdc,0}) - (\eta_{cF} \cdot k_1 \cdot \sigma_{cp})] + (\eta_F \cdot f_{Ftud}) \quad (1)$$

To summarize the EC2:2023 [6] analysis, Lamberti et al. [5] presented Fig. 5b, which illustrates the shear resistance distribution, highlighting a significant contribution from fibres (green area), along with those from concrete (blue area) and prestressing (orange area). However, these findings differ from the experimental observations of crack patterns and kinematic behavior reported by Ruiz et al. [4], suggesting that EC2:2023 [6] does not fully capture the relative effects of each component. In particular, for the specimens studied, the code tends to overestimate the contribution of fibres while underestimating the impact of the compression chord's inclination.

Lamberti et al. [5] presented an analysis based on the Model Code 2020 [7], employing the Simplified Modified Compression Field Theory (SMCFT) at Level of Approximation III (LoA III). The study demonstrates that this approach significantly improves the prediction of shear strength, as the calculated value of 570.6 kN aligns closely with the experimental results for the BR-B13 specimens, which range from 548 to 621 kN. Moreover, the predictions remain consistent across varying levels of applied prestressing, highlighting the method's robustness and reliability.

5.- CONCLUSION

The implementation of a U-girder solution with HPFRC C100/115 presents no limitations in terms of flexural performance. At the ULS, the bending resistance is governed by the combined action of prestressing strands and concrete, while at the serviceability limit state (SLS), it is controlled exclusively by the level of applied prestressing. In contrast, regarding shear behavior, the EC2:2023-based analysis of BR-B13 I-girders shows that the fibre contribution may reach up to 80% of the total shear resistance. This highlights the critical importance of an accurate characterization of the residual tensile behavior of HPFRC C100/115, especially considering that the variability of the results increases with larger crack mouth opening displacements.

As shown in the bending and shear analyses, there is a clear interaction between fibre contribution and prestressing effects. Since shear is considered the critical limit state, according to the Linear Approach of EC2:2023, the contribution of prestressing to shear resistance is constrained by the coefficient k_1. This contribution is further reduced by the coefficient η_{cF}, which, for a mean compressive stress of 13.7 MPa, results in only 11.8% of the prestressing effect being considered—approximately half of the 20% limit permitted by the Spanish National Annex 21 [11]. Given these constraints, further research is needed to assess the contribution of prestressing to shear resistance under high compressive stresses, as well as to isolate its specific effect—independent of longitudinal reinforcement—on the shear resistance, particularly to better understand its influence on the governing failure mechanisms.

REFERENCES

[1] FHWA: Federal Highway Administration, "FHWA-HRT-23-077: Structural Design with Ultra-High-Performance Concrete," Georgetown, Oct. 2023. https://www.ntis.gov.

[2] B. Graybeal, E. Brühwiler, B.-S. Kim, F. Toutlemonde, Y. L. Voo, and A. Zaghi, "International Perspective on UHPC in Bridge Engineering," J. Bridg. Eng., vol. 25, no. 11, p. 04020094, Nov. 2020.

[3] R. Ruiz, L. Todisco, J. Vera-Agullo, V. Chozas-Ligero, and H. Corres, "Reducing embodied carbon and enhancing performance in bridge construction using high-performance steel fibre reinforced concrete," *Springer Nature Switzerland*, pp. 120–127, 2025, doi: https://doi.org/10.1007/978-3-031-80672-8_15.

[4] R. Ruiz, M. Fernández Ruiz, L. Todisco, and H. Corres, "Shear resistance of prestressed HPFRC beams without stirrups: A mechanical analysis of shear-transfer actions based on detailed experimental measurements," *Eng Struct*, vol. 306, May 2024, doi: 10.1016/j.engstruct.2024.117711.

[5] M. Lamberti, L. Todisco, R. Ruiz, M. Fernández, F. Minelli, and H. Corres, "Shear resistance of prestressed High-Performance Fibre Reinforced Concrete beams without stirrups: experimental and comparison with EN 1992-1-1:2023 provisions," Structural Concrete.

[6] CEN: European Committee for Standardization, "Eurocode 2: Design of concrete structures-Part 1-1: General rules and rules for buildings, bridges and civil engineering structures," Brussels, Belgium, 2023.

[7] Fédération Internationale du Béton (fib), "Model Code for Concrete Structures 2020 Final draft," Lausanne, Switzerland, May 2023. [Online]. Available: www.fib-international.org

[8] P. Martinelli, M. Colombo, A. de la Fuente, S. Cavalaro, P. Pujadas, and M. di Prisco, "Characterization tests for predicting the mechanical performance of SFRC floors: design considerations," *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 54, no. 1, Feb. 2021, doi: 10.1617/s11527-020-01598-2.

[9] J. Walraven, D. Droogné, S. Grünewald, L. Taerwe, B. Cotovanu, and J. Rovers, "Self-compacting high-performance fibre concrete for foundations: Part 1 -experimental verification and design considerations," *Structural Concrete*, vol. 23, no. 1, pp. 172–186, Feb. 2022, doi: 10.1002/suco.202000440.

[10] J. A. Lopez, P. Serna, E. Camacho, H. Coll, and J. Navarro-Gregori, "First ultra-high-performance fibre-reinforced concrete footbridge in Spain: Design and construction," *Structural Engineering International: Journal of the International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE)*, vol. 24, no. 1, pp. 101–104, Feb. 2014, doi: 10.2749/101686614X13830788505793.

[11] Código Estructural - Anejo 21: Proyecto de estructuras de hormigón. Reglas de proyecto en puentes de hormigón, Pub. L. No. 190 (2021). https://www.boe.es/eli/es/rd/2021/06/29-/470/dof /spa/pdf

8 - BETÕES AUTO-REPARADORES E AUTO-SENSÍVEIS
| HORMIGONES AUTOSANABLES Y AUTOSENSORES

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Esfuerzos internos generados por selladores inorgánicos de hormigón

Laura Granados Granados[(1)], Mónica López Alonso [(2)] , María Criado[(3)], M. Dolores G. Pulido[(3)], María Cruz Alonso[(3)], Antonio Luis Medina Castillo[(4)], María Dolores Fernandez Ramos[(4)], Luisa María Gil Martín[(5)] y Enrique Hernández Montes[(5)]

[(1)] Alumna del Máster de Estructuras. Universidad de Granada, España.
[(2)] Departamento de Ingeniería de la Construcción y P. de Ingeniería, Universidad de Granada, España.
[(3)] Instituto Eduardo Torroja de la Construcción. CSIC. Madrid, España.
[(4)] Departamento de Química Analítica. Universidad de Granada, España
[(5)] Departamento de Mecánica de Estructuras e I. H. Universidad de Granada, España

RESUMEN

Los selladores inorgánicos se emplean desde hace años en estructuras de hormigón para mejorar su durabilidad y reducir los costos de mantenimiento, rellenando los poros con nuevos productos de naturaleza cristalina y geles. Este estudio evalúa experimentalmente si dichos selladores generan esfuerzos internos en la estructura. Para ello, se realizaron ensayos de flexión a tres puntos y de compresión sobre probetas de mortero a las que se aplicaron diferentes tipos de tratamientos superficiales, divididas en cinco grupos: uno de control y cuatro tratados con diferentes selladores (silicato de litio, nanoesferas poliméricas -como núcleos inductores de cristalización-, lechada de cemento y lechada de cal). Cada sellador fue aplicado cubriendo completamente la superficie de las probetas, y los ensayos se llevaron a cabo a los 87 días, los 28 primeros en cámara húmeda y los restantes en ambiente cerrado, asegurando la interacción de la matriz con el tratamiento de sellado. Los resultados muestran que los selladores a base de silicato de litio y nanoesferas generan una mejor protección frente al agua líquida, según los valores del ángulo de contacto estático. En términos mecánicos, las muestras tratadas presentan mayores resistencias a flexión respecto al control, lo que sugiere ausencia de esfuerzos internos de tracción. En compresión, se evidencian mejoras con silicato de litio, nanoesferas y lechada de cal, mientras que la lechada de cemento reduce la resistencia, posiblemente por la generación de esfuerzos residuales de compresión.

PALABRAS CLAVE: *selladores cristalinos, tensiones internas, cristales en hormigón.*

1.- INTRODUCCIÓN

A lo largo de los años el sector de la construcción ha implementado nuevas técnicas constructivas, de diseño, investigación y mejoras de materiales, todo esto con el objetivo de realizar estructuras resistentes, económicas, ambientalmente amigables y sobre todo duraderas en el tiempo. La variedad de materiales con que se construye como lo son el hormigón armado, acero, madera, por mencionar algunos, tiene sus ventajas y desventajas

en cuanto a diseño, fase constructiva y posteriormente al mantenimiento de la estructura durante su vida útil.

Desde el siglo XIX, el hormigón armado ha estado presente en las estructuras civiles a nivel mundial. Este material ha sido ampliamente utilizado en una variedad de estructuras como lo son edificios, puentes, pasarelas peatonales, vialidades, entre otros. El hormigón armado se caracteriza por su resistencia, su trabajabilidad y su adaptabilidad a diferentes formas y secciones, entre otros.

Al realizar el proceso de vaciado de hormigón es de gran importancia las técnicas de ejecución empleadas ya que estas serán, entre otras variables, garantes de la vida útil para la que fue proyectada la estructura. Al caracterizarse el hormigón armado por la presencia de poros, su durabilidad se ve afectada por agentes externos que pueden penetrar por estos e iniciar procesos degenerativos en su estructura y a su vez causar corrosión en la armadura [1, 2].

Existen diversas técnicas y métodos para prolongar la vida útil y disminuir los mantenimientos en las estructuras de hormigón armado. Una de las técnicas empleadas es el uso de selladores inorgánicos, aunque también existen selladores orgánicos. Los selladores inorgánicos forman una película protectora en la superficie del elemento, esta película penetra en los poros del hormigón originando reacciones químicas en la estructura interna del hormigón [2]. Estudios han demostrado los beneficios de los selladores inorgánicos en el sellado de poros, lo que se traduce en una protección a la estructura interna del hormigón y el acero [3].

En este estudio se planteó una campaña experimental para medir la tensión residual en morteros de hormigón antes y después de la aplicación de sellantes inorgánicos de diferentes naturalezas. El objetivo principal del estudio es el de evaluar las tensiones internas que puedan generar distintos tipos de selladores inorgánicos.

2.- PROGRAMA EXPERIMENTAL

2.1.- Muestras de ensayo

La campaña experimental se inició con la elaboración de las probetas prismáticas de mortero, siguiendo el procedimiento de la Norma UNE-EN 196-1 [4]. Se prepararon quince (15) probetas de 40 x 40 mm de sección transversal y 160 mm de longitud.

Se realizó un mortero standard (cemento/arena 1/3 y agua/cemento 0.50). Se empleo un cemento comercial CEM II A-L 42.5R. Las cantidades de cemento, arena y agua empleadas para la obtención de un metro cubico de mortero se muestra en la Tabla 1. Una vez fabricadas las probetas se curaron en cámara húmeda (95%±5HR) con una temperatura de 20 ± 1 °C, durante 28 días.

Tabla 1. Mezcla de mortero para probetas (Unidad: Kg/m^3)

A/C	*Cemento*	*Arena*	*Agua*
0.50	445	1335	222.5

2.2.- Aplicación de selladores cristalinos

Una vez finalizado el período inicial de curado en cámara húmeda de 28 días, las probetas se agruparon en muestras de tres unidades, conformando un grupo de control y destinando las doce restantes a la aplicación de cuatro tipos distintos de selladores cristalinos. Antes de su aplicación, se realizó un pulido ligero en toda la superficie de la probeta para eliminar residuos de encofrado e imperfecciones. Posteriormente, las muestras tratadas se dejaron curando durante 28 días adicionales fuera de la cámara húmeda, permitiendo así la interacción de la capa de sellador con la matriz de mortero.

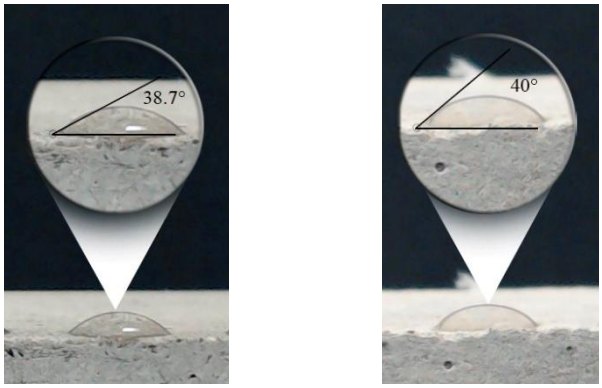
Los selladores inorgánicos empleados en el estudio fueron: un sellador comercial a base de silicato de litio, una suspensión de nanoesferas con una concentración del 1% en buffer fosfato pH 8 [7], una lechada de cal preparada en proporción 1:2 (una parte de cal por dos de agua) y, por último, una lechada de cemento con una relación agua/cemento de 0.40. El objetivo de las nanoesferas es actuar como núcleos inductores de la formación de cristales inorgánicos (principalmente fosfato y carbonato de calcio). Las nanoesferas, aunque son de naturaleza orgánica, se pueden clasificar como un sellante inorgánico dado que su función es actuar como inductores de la precipitacion de cristales de fosfato y carbonato de calcio. La suspensión de nanoesferas consiste en nanoesferas altamente monodispersas de unos 200 nm de diámetro, las cuales están hechas de un polimetilmetacrilato altamente entrecruzado. La superficie de estas nanoesferas está funcionalizada con grupos hidroxilo (OH) y con grupos carboxilo (COO-) que coordinan cationes de Zinc: R-COO-(Zn+2)-OOC-R. El tamaño de las nanoesferas permite que éstas se puedan introducir en los poros capilares y microfisuras facilitando la formación de cristales para su sellado.

Todas las muestras de ensayo recibieron dos capas cruzadas de sellante aplicadas con brocha, excepto las nanoesferas, que fueron pulverizadas con spray.

3.- RESULTADOS Y ANÁLISIS

3.1.- Ángulo de contacto estático

Para evaluar las prestaciones aportadas por el sellador a la superficie del mortero se analizó la capacidad de protección frente a la penetración del agua mediante el ensayo de hidrofobicidad de determinación del ángulo de contacto estático de la gota de agua según método descrito en [5]. De los cuatro grupos de muestras tratadas con los selladores, únicamente aquellas con selladores de silicato de litio y nanoesferas evidenciaron la formación de gotas, en el resto la gota penetró rápidamente. La medición del ángulo de contacto se realiza mediante un programa de edición de imágenes. La figura 1 ilustra un ejemplo.



(a) (b)

Figura 1. Ángulo de contacto estático. (a) Silicato de litio (b) Nanoesferas

Se analizaron un total de 57 gotas en las muestras tratadas con silicato de litio y 52 gotas en las muestras con nanoesferas. La Figura 2 presentan un diagrama de cajas y bigotes que resume la distribución de los valores obtenidos en las gotas sobre las tres probetas tratadas con Silicato de Litio. La Figura 3 representa lo mismo, pero en las tres probetas tratadas con nanoesferas.

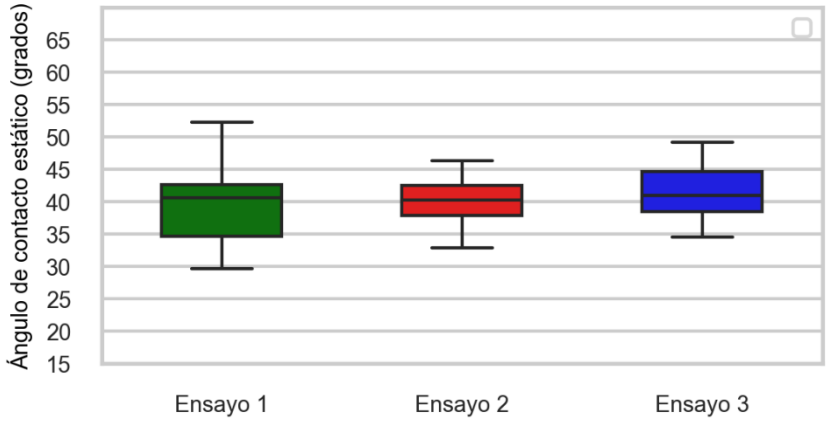


Figura 2. Ángulo de contacto estático en muestra tratada con Silicato de Litio.

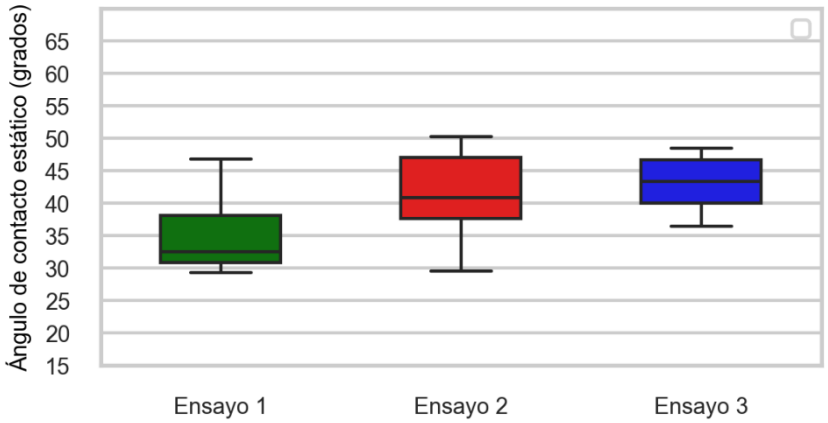


Figura 3. Ángulo de contacto estático en muestra tratada con nanoesferas.

La media general del ángulo de contacto estático fue de 40,26° para las muestras tratadas con silicato de litio y de 39,75° para las tratadas con nanoesferas. En ambos casos, los valores obtenidos son inferiores a 90°, lo que indica que, a pesar de la aplicación del sellador, la superficie del mortero mantiene una respuesta hidrofílica y permite el transporte de agua, aunque lo retarda. Como así se demuestra al compararlos con la probeta de control, en la cual no se evidenció la formación de gotas, se aprecia una mejora moderada en la hidrorepelencia de las superficies tratadas [6].

3.2.- Resistencia a flexión

El ensayo de flexión a tres puntos [4] se realiza a las quince probetas prismáticas previamente tratadas, con edades comprendidas entre los 84 y 86 días. El valor del esfuerzo a flexión se calcula modelando la sección de la probeta como una viga, con la ecuación:

$$\sigma_f = \frac{M\,y}{I} = \frac{1.5\,F_f\,L}{b^3} \tag{1}$$

donde F_f es la fuerza de rotura en flexión (N), L la distancia entre los rodillos de apoyo (mm) y b el ancho de la probeta (mm). En la tabla 2 se tabulan los valores obtenidos al realizar los ensayos y la figura 4 presenta el diagrama de cajas y bigotes.

Tabla 2. Resultados de esfuerzo a flexión (Unidad: MPa)

	Control	*Lechada de Cal*	*Lechada de Cemento*	*Silicato de litio*	*Nanoesferas*
Ensayo 1	11.43	13.18	11.97	13.67	12.70
Ensayo 2	12.00	14.04	12.98	13.97	12.42

Ensayo 3	12.45	13.30	12.33	11.93	11.65
Media	**11.96**	**13.51**	**12.43**	**13.19**	**12.26**

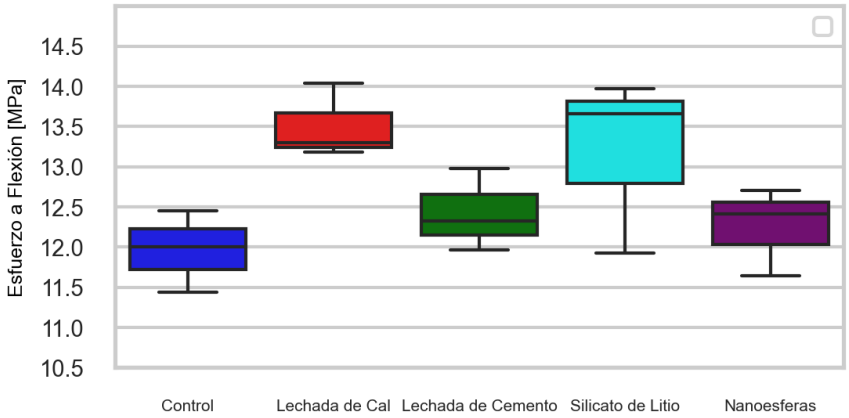


Figura 4. Esfuerzo a flexión en probeta de control y tratadas con selladores.

La aplicación de los cuatro tipos de selladores mejoró las propiedades mecánicas del mortero en comparación con la muestra de control. Las probetas tratadas con lechada de cal alcanzaron la mayor resistencia a flexión, mientras que las tratadas con nanoesferas presentaron los valores más bajos. En general, el aumento de la resistencia a flexión puede asociarse a una mejora del comportamiento a tracción, que podría deberse a dos mecanismos: una mejora intrínseca del material o una precompresión inducida por retracción. En el primer caso, el material adquiriría una mayor resistencia tanto a compresión como a tracción.

3.2.- Esfuerzo a compresión

Una vez realizado el ensayo de flexión, se procede a efectuar el ensayo de compresión utilizando los semiprismas obtenidos. Se hicieron 4 ensayos a compresión sobre cada uno de los tipos aplicación. Este procedimiento se llevó a cabo siguiendo lo establecido en la norma UNE-EN 196-1 [4]. El valor de la resistencia a compresión se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$\sigma_c = \frac{F_c}{A} \tag{2}$$

donde F_c es la carga máxima de rotura (N) y A es el área de la sección transversal de la muestra, de 40 x 40 mm, es decir, A es igual a 1600 mm.

Los resultados obtenidos se representan en la Tabla 3. Asimismo, se han representado en la Figura 5 para una observación gráfica más visual.

Tabla 3. Resultados de esfuerzo a compresión (Unidad: MPa)

	Control	*Lechada de Cal*	*Lechada de Cemento*	*Silicato de litio*	*Nanoesferas*
Ensayo 1	63.47	68.19	53.27	71.92	68.59
Ensayo 2	63.38	63.14	58.05	69.43	66.82
Ensayo 3	64.81	66.09	61.14	68.73	68.76
Ensayo 4	65.78	70.33	61.46	70.32	64.34
Media	**64.36**	**66.94**	**58.48**	**70.10**	**67.13**

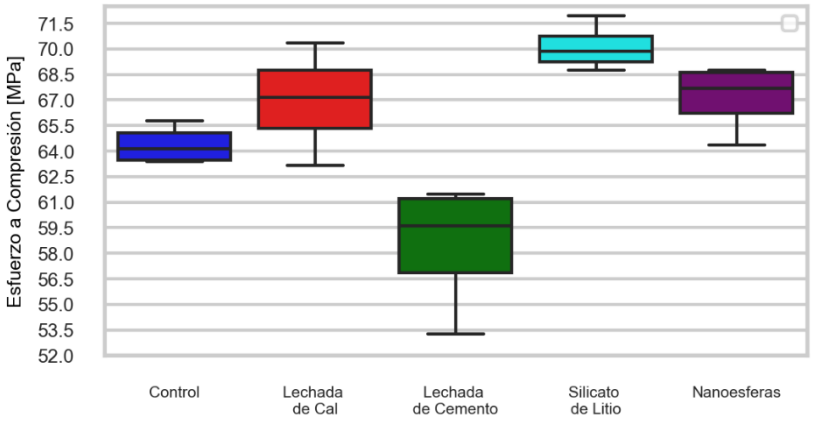


Figura 5. Esfuerzo a compresión en probeta de control y tratadas con selladores.

Al analizar los resultados de compresión, se observó que las muestras tratadas con lechada de cal, silicato de litio y nanoesferas presentaban mejora en su resistencia a compresión. Dado que la mejora ha sido tanto en compresión como en flexión, se deduce que en estos casos el sellante ha producido una mejora en las propiedades del material, básicamente su módulo de elasticidad mejora dado que aumenta tanto su resistencia a tracción como a compresión. En contraste, la muestra tratada con lechada de cemento muestra una resistencia un 9,14% inferior respecto a la muestra de control. Una explicación mecánica a este efecto puede ser el hecho de que el cemento genera una nueva amalgama cristalina de silicatos que retraen y someten al conjunto a una compresión, disminuyendo así su resistencia a compresión y mejorándola a tracción.

4.- CONCLUSIONES

A partir de los resultados obtenidos en el estudio, se concluye lo siguiente:

- La aplicación de selladores cristalinos altera la humectabilidad de la superficie tratada, generando una protección que depende de las características y tipo de sellador frente a la acción del agua. En los casos analizados, esta relación se determinó mediante el

ángulo de contacto estático de la gota, siendo las muestras tratadas con silicato de litio y nanoesferas las que mostraron una mayor mejora frente a la penetración de agua en la superficie tratada.

- En general, la resistencia a flexión aumenta en las muestras tratadas con los selladores inorgánicos evaluados, en comparación con la muestra de control, lo que implica una mejora en el comportamiento a tracción, es decir, las capas externas recubiertas con el sellador optimizan sus características mecánicas a tracción. Esto sugiere la ausencia de esfuerzos residuales de tracción o, en caso de existir, que estos no afectan negativamente el desempeño mecánico del material. No obstante, no se descarta la presencia de otros tipos de esfuerzos residuales, aunque no influyan en la resistencia a tracción.
- Con respecto a la resistencia a compresión, las muestras tratadas con silicato de litio, lechada de cal y nanoesferas mostraron un incremento (no muy relevante) en comparación con la muestra sin tratar. Sin embargo, la muestra tratada con lechada de cemento presentó una resistencia un 9,14% inferior a la de control, lo que sugiere un posible efecto de esfuerzos residuales de compresión. Es decir, podría haberse generado una precompresión como resultado de la interacción entre el mortero y el sellador, lo cual repercute en una menor resistencia del mortero cuando se somete a una carga axial.

REFERENCIAS

[1] Porrero, J., Ramos, C., Grases, J., & Velazco, G. (2004). Manual del concreto estructural. *Caracas Venezuela*.

[2] Teng, L. W., Huang, R., Chen, J., Cheng, A., & Hsu, H. M. (2014). A study of crystalline mechanism of penetration sealer materials. *Materials*, *7*(1), 399-412.

[3] Zou, S. Y., Huang, R., Cheng, A., & Lin, W. T. (2013). Evaluation of Protective Effectiveness and Microstructure of Silicate Concrete Sealer. *Applied Mechanics and Materials*, 368–370, 892–896.

[4] Asociación Española de Normalización y Certificación. (2018). Métodos de Ensayo de Cementos. Parte 1: Determinación de Resistencias Mecánicas, AENOR UNE-EN 196-1: 2018.

[5] Asociación Española de Normalización y Certificación. (2010). Conservación del patrimonio cultural. Métodos de Ensayos. Determinación del ángulo de contacto estático, AENOR UNE-EN 15802: 2010.

[6] Reiterman, P., Davidová, V., Pazderka, J., & Kubissa, W. (2020). Reduction of concrete surface permeability by using crystalline treatment. *Revista Romana de Materiale*, *50*(1), 69-74.

[7] Toledano-Osorio M, Osorio E, Aguilera FS, Luis Medina-Castillo A, Toledano M, Osorio R. Improved reactive nanoparticles to treat dentin hypersensitivity. Acta Biomater2018;72:371–80. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.actbio.2018.03.033.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Estudo da autocicatrização superficial no potencial de corrosão em concretos com cinza volante

Gabrieli Lazzari Vieira [(1)(2)] Júlia da Rosa Costa [(1)], Laís Zucchetti[(1)], Denise Carpena Coitinho Dal Molin[(1)] e Ângela Borges Masuero[(1)]

[(1)] Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil - Construção e Infraestrutura, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil.
[(2)] Programa de Doctorat en Enginyeria de la Construcció, Universitat Politècnica de València, Espanya.

RESUMO

O estudo da autocicatrização de concretos cresceu bastante nos últimos anos. No entanto, ainda existem questões acerca da relação entre autocicatrização e a corrosão de armaduras. Acredita-se que o selamento externo das fissuras, observado por microscopia óptica, seja capaz de impedir a passagem de agentes agressivos que podem despassivar e corroer as armaduras no concreto armado. Assim, este trabalho busca relacionar o fechamento externo com o potencial de corrosão em concretos com cinza volante. Para isso, foi ensaiado um concreto referência e um concreto com cinza volante (50% de substituição em massa). Os concretos foram fissurados aos 28 dias de idade e foram consideradas duas faixas de aberturas de fissuras (0 a 0,2 mm e 0,2 a 0,4 mm), a fim de se obter um panorama geral do comportamento da cicatrização. Para o acompanhamento da cicatrização das fissuras, foram feitos ensaios de microscopia ótica 56 dias após a abertura de fissuras, e foi avaliado o potencial de corrosão desencadeado por cloretos após 89 dias de cicatrização e 8 ciclos de exposição a cloretos. Com isso, se observou que o fechamento superficial não foi suficiente para impedir a passagem de íons cloreto em nenhuma das situações ensaiadas.

PALAVRAS-CHAVE: concreto, autocicatrização, cinza volante, corrosão de armaduras.

1.- INTRODUÇÃO

Estruturas de concreto armado, especialmente aquelas próximas ao ambiente marinho, são altamente vulneráveis a danos causados por cloretos. Além disso, a corrosão precoce das armaduras de aço é um problema relevante, gerando altos custos de manutenção e necessidade de inspeções frequentes [1,2]. A presença de fissuras facilita a penetração de umidade externa e íons corrosivos nas barras de aço do concreto, aumentando as chances de corrosão do aço. Para resolver esses problemas, a autocicatrização do concreto pode ser uma solução eficaz [3].

A autocicatrização é definida como a habilidade que um material possui de curar, restaurar ou reparar danos por conta própria, sem a necessidade de qualquer intervenção externa [4]. Para isto, existem diversos agentes que possibilitam o selamento das fissuras, entre eles: aditivos cristalizantes [5,6], soluções bacterianas [7,8] e adições quimicamente ativas [9]. Neste caso, foi utilizada a cinza volante como agente cicatrizante, que se trata de um material pozolânico.As pozolanas geram reações secundárias nos concretos que podem ser capazes de fechar as fissuras através do processo de autocicatrização [10,11,12].

Este trabalho tem como objetivo analisar a relação entre o fechamento superficial das fissuras, observado em microscópio ótico, com o potencial de corrosão por cloretos. Para isso, foram avaliados um concreto referência e um concreto com cinza volante, substituindo 50% da massa de cimento.

2.- MATERIAIS E MÉTODOS

2.1.- Materiais

Utilizou-se cimento Portland de alta resistência inicial (CP V ARI). O agregado miúdo foi areia média natural, com massa específica de 2,55 g/cm³ (NBR NM 52) [13] e módulo de finura de 2,59 (NBR 17054) [14]. A areia foi previamente seca para evitar influência da umidade na relação água/cimento. O agregado graúdo, de origem basáltica, apresentou massa específica de 2,88 g/cm³ e módulo de finura de 6,93, conforme as mesmas normas.

Para simular cimento Portland pozolânico (CP IV), no segundo concreto, utilizou-se substituição de 50% da massa de cimento por cinza volante, conforme o limite máximo da NBR 16697 [15]. A caracterização incluiu granulometria a laser (diâmetro médio de 42,15 µm), massa específica (1,90 g/cm³ pela NBR 16605 [16], FRX (cerca de 95% de SiO_2, Al_2O_3 e Fe_2O_3, indicando alto potencial pozolânico) e DRX (presença de fases amorfas, confirmando a reatividade). Observou-se que a cinza não foi suficientemente moída, o que pode afetar sua reatividade.

2.2.- Métodos

2.2.1. - Moldagem dos concretos e abertura das fissuras

Optou-se por uma relação água/cimento de 0,60, valor máximo permitido para estruturas em ambientes urbanos, conforme a NBR 6118 [17]. Os corpos de prova confeccionados para o ensaio de microscopia ótica apresentavam dimensões cilíndricas de 100x35 mm [18]. Já para o ensaio de potencial de circuito aberto os corpos de prova utilizados foram prismáticos com barra de aço 75x100x150mm.

Após a desmoldagem, foram transferidos para uma câmara úmida, mantida a 23 ± 2 °C e umidade relativa mínima de 95%, onde permaneceram até os ensaios ou até o momento da abertura das fissuras, aos 28 dias, e foram comparadas duas faixas de abertura, 0 à 0,2mm e 0,2 à 0,4mm. A escolha desse meio de exposição baseou-se em pesquisas anteriores [19], que apontam a imersão como a condição mais favorável para o processo de

autocicatrização, independentemente da idade de abertura da fissura ou da relação água/cimento utilizada.

2.2.2.- Ensaios realizados

a) Microscopia Ótica

O monitoramento do fechamento superficial das fissuras foi realizado por meio de microscopia óptica, utilizando o microscópio Zeiss Stemi 508, em um aumento total de 26 vezes. As análises ocorreram aos 56 dias após a abertura das fissuras, possibilitando o acompanhamento do processo de cicatrização dos concretos ao longo do tempo. Após a obtenção das imagens, foi realizado o processamento seguindo a metodologia de Garay, [20]. As imagens foram inicialmente alinhadas e combinadas para reconstruir a fissura completa, utilizando o software *PhotoShop*. Em seguida, as fissuras foram quantificadas por meio do software *ImageJ*. Com base na contagem de pixels e em uma escala calibrada durante os ensaios, foi possível calcular a área total das fissuras em cada corpo de prova e para cada idade avaliada. Após, foi calculada a taxa de cicatrização externa conforme metodologia de Costa [18].

b) Ensaio de potencial de corrosão

Existem várias técnicas para monitorar a corrosão, sendo o potencial de circuito aberto (PCA) uma das mais comuns, devido à sua natureza não destrutiva e à simplicidade dos equipamentos utilizados. Essa técnica mede a diferença de potencial entre o aço incorporado no concreto e um eletrodo de referência. A corrente elétrica circula das regiões anódicas para as catódicas, e o eletrodo de referência detecta a presença dessas correntes. Dessa forma, quanto mais negativos forem os valores de potencial registrados, maior a probabilidade de ocorrência da corrosão [21].

Neste trabalho, as medições foram feitas utilizando um potenciostato Autolab, associado ao software Nova 2.1. A corrosão acelerada por íons cloretos foi simulada por meio de ciclos alternados de molhagem e secagem, conforme descrito em estudos anteriores [22,23]. As primeiras leituras eletroquímicas foram realizadas aos 89 dias após a abertura das fissuras, antes do início dos ciclos de aceleração. Em cada ciclo os corpos de prova permaneceram 7 dias imersos em água com solução de 3,5% de NaCl, conforme ASTM C876 [24], e 14 dias secando. As leituras apresentadas neste trabalho foram realizadas após 8 ciclos.

3.- RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1.- Microscopia Ótica

No Quadro 1 são apresentados os resultados da taxa de cicatrização superficial aos 56 dias. Em ambos os concretos se observa uma perda significativa da capacidade autocicatrizante

com o aumento da faixa de abertura das fissuras. Além disso, se percebe que, em fissuras menores (0-0,2mm), o concreto referência tem um fechamento maior que o concreto com cinza volante. Porém, nas fissuras de maior dimensão (0,2-0,4mm), os dois concretos apresentam resultados bastante próximos. A partir da análise de variância realizada (ANOVA, Tukey, $p < 0,05$) foram considerados significativos os efeitos isolados do tipo de concreto e da faixa de abertura de fissuras e a interação entre ambos.

Quadro 1. Resultados do ensaio de microscopia ótica

Concreto	*Idade de abertura de fissuras (dias)*	*Faixa de abertura de fissuras (mm)*	*% de cicatrização aos 56 dias*	*Média*	*Coeficiente de variação (%)*	*Desvio Padrão (%)*
REF	28	0-0,2	73,78	74,17	10,64	7,89
			84,02			
			64,71			
		0,2-0,4	23,69	29,50	18,17	5,36
			28,19			
			36,62			
CV50	28	0-0,2	44,91	51,99	15,90	8,27
			47,48			
			63,59			
		0,2-0,4	28,18	28,05	3,63	1,02
			29,22			
			26,74			

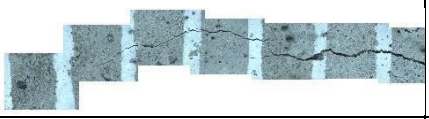
Se observou que, em fissuras de menor espessura, o concreto referência apresenta maior capacidade de cicatrização superficial do que o concreto com 50% de cinza volante. Isso ocorre porque, o fechamento externo das fissuras se dá majoritariamente pela lixiviação do hidróxido de cálcio ($Ca(OH)_{2)}$ e posterior formação do carbonato de cálcio ($CaCO_3$) [25]. No entanto, as pozolanas, como é o caso da cinza volante, reagem com o $Ca(OH)_2$ para formar C-S-H secundário. Dessa forma, nos concretos com adição de pozolanas há menos hidróxido de cálcio disponível para lixivar e selar superficialmente as fissuras. Gjorv [26], afirma que os cimentos Portland com material pozolânico tem mais formação de C-S-H e menos formação de hidróxido de cálcio ($Ca(OH)_2$), o que também faz com que esse concreto lixivie menos que os demais.

Em fissuras maiores, os concretos perdem capacidade cicatrizante e se encontram em igualdade estatística, porque existe uma dificuldade de fixação dos produtos neste caso. Segundo Cappellesso [27], quando a espessura da fissura é maior pode acontecer a perda dos produtos da lixiviação. Dessa forma, mesmo que existam formados produtos por lixiviação, a má fixação deles por conta do tamanho da fissura acaba sendo prejudicial.

Assim, ambos perdem capacidade cicatrizante quando a fissura aumenta de tamanho e apresentam valores bastante inferiores. Outro fator que pode justificar esse comportamento é que, de acordo com Ferrara et al. [28], em fissuras maiores que 0,2mm as pozolanas perdem potencial de cicatrização. Levando isso em consideração, é provável que o concreto sem adições pozolânicas também tenha essa limitação.

Na Figura 1, é possível ver a fissura no momento em que foi aberta, e depois a cicatrização da mesma aos 56 dias.

Figura 1. Fissura no corpo de prova com cinza volante (0-0,2mm)

0 dias		
56 dias		

3.2.- Ensaio de potencial de corrosão

A seguir (Quadro 2), estão apresentados os resultados obtidos neste ensaio, para cada concreto com abertura de fissura aos 28 dias de idade, antes e após exposição de 8 ciclos de cloretos.

A partir da análise de variância realizada (ANOVA, Tukey, $p < 0,05$) apenas foi considerado significativo o efeito isolado do tipo de concreto e o efeito isolado da faixa de abertura de fissuras dos concretos avaliados pelo ensaio de potencial de corrosão.

Percebeu-se que o concreto referência tem menos tendência à corrosão do que o concreto com cinza volante. No entanto, pela classificação da ASTM C876 [24], após 8 ciclos de molhagem/secagem ambos são classificados com probabilidade de corrosão >90% e estado da corrosão ativo. Isso pode ocorrer porque superficialmente não foi observado um fechamento completo das fissuras, de forma que ainda ocorre a passagem de íons cloreto, responsáveis pela corrosão de armaduras. O concreto CV50 apresenta maior potencial de corrosão possivelmente porque também apresentou menor fechamento superficial, como já explicado anteriormente. Chousidis et al.[29], realizou estudos que mostram que o potencial de corrosão em concretos com cinza volante varia conforme a composição química da cinza. Concretos com cinzas de menor qualidade (como as com mais minerais argilosos)

apresentaram maior potencial de corrosão. Já cinzas com melhor reatividade mostraram comportamento mais favorável, com menor risco de corrosão.

Quadro 2. Resultados do ensaio de potencial de corrosão

			Antes da exposição à cloretos			*Após 8 ciclos de exposição à cloretos*		
Concreto	*Idade de abertura de fissuras (dias)*	*Tamanho fissura (mm)*	*PCA Eletrodo Cu/CuSO4 (mV)*	*Média (mV)*	*Desvio Padrão (%)*	*PCA Eletrodo Cu/CuSO4 (mV)*	*Média (mV)*	*Desvio Padrão (%)*
REF	28	0-0,2	-334,88	-319,99	31,14	-395,46	-351,01	33,26
			-347,63			-351,78		
			-322,68			-330,68		
			-341,47			-386,67		
			-310,86			-316,29		
			-262,44			-325,2		
		0,2-0,4	-275,28	-298,39	51,63	-361,13	-374,71	13,01
			-228,02			-371,13		
			-313,9			-391,52		
			-367,3			-373,5		
			-265,4			-389,00		
			-340,46			-361,98		
CV50		0-0,2	-490,12	-367,19	76,27	-533,355	-509,55	59,25
			-378,77			-572,577		
			-330,68			-488,609		
			-388,36			-567,795		
			-257,78			-420,252		
			-357,47			-474,719		
		0,2-0,4	-328,61	-338,03	38,52	-583,376	-548,46	18,76
			-357,85			-544,322		
			-327,96			-529,81		
			-392,61			-545,209		
			-276,28			-536,09		
			-344,9			-551,99		

Observou-se que as duas faixas de abertura de fissuras, pela classificação da mesma norma, têm probabilidade de corrosão >90% e estado da corrosão ativo. Além disso, ambas faixas se encontram em igualdade estatística, uma vez que, pelo fechamento superficial, se entende que houve passagem de íons cloreto em ambas as situações. Guo et. al. [30], relataram em sua pesquisa que fissuras que aparentam estar fechadas superficialmente podem apresentar microcanais internos ou micropermeabilidade, evidenciando que mesmo na ausência de aberturas visíveis, a infiltração contínua de cloretos pode despassivar as armaduras e iniciar o processo de corrosão. Portanto, o fechamento superficial das fissuras não garante proteção eficaz contra a degradação das armaduras.

4.- CONCLUSÕES

Ao relacionar os dois ensaios realizados, nota-se que o fechamento superficial, observado pela microscopia ótica, não apresentou influência quanto ao potencial de corrosão por cloretos. Mesmo que no ensaio de microscopia, tenha se percebido fechamento das fissuras

em ambos os concretos e ambas as faixas de abertura de fissuras, esse fechamento não foi suficiente para impedir a passagem de íons cloreto.

Apesar de se acreditar que a variabilidade do ensaio pode ter afetado os resultados obtidos, não se pode afirmar com certeza que o fechamento externo pela cicatrização foi capaz de impedir a penetração de íons cloreto até a armadura.

5.- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] Zhiyong Liu, Yuncheng Wang, Jiapei Wang, Cheng Liu, Jinyang Jiang, Huajian Li. Experiment and simulation of chloride ion transport and binding in concrete under the coupling of diffusion and convection. Journal of Building Engineering, Volume 45, 2022.

[2] Yong-qing Chen, Xiong-ying Ma, Xin-yang Tong, Xin Kang. Microstructures evolution and chloride migration characteristics of concrete under ultra-deep underground environment. Cement and Concrete Composites, Volume 137, 2023.

[3] Eskinder Desta Shumuye, Weiwen Li, Jie Liu, Zike Wang, Jing Yu, Haoliang Wu. Self-healing recovery and micro-structural properties of slag/fly-ash based engineered cementitious composites under chloride environment and tidal exposure. Cement and Concrete Composites, Volume 134, 2022.

[4] WU, M.; JOHANNESSON, B.; GEIKER, M. A review: Self-healing in cementitious materials and engineered cementitious composite as a self-healing material. Construction and Building Materials, v. 28, 2012.

[5] ROIG-FLORES, M. et al. Self-healing capability of concrete with crystalline admixtures in different environments. Construction and Building Materials, v. 86, p. 1–11, jul. 2015.

[6] REDDY, T. C. S.; RAVITHEJA, A. Macro mechanical properties of self-healing concrete with crystalline admixture under different environments. Ain Shams Engineering Journal, v. 10, n. 1, p. 23–32, 2019.

[7] GUPTA, S.; PANG, S. D.; KUA, H. W. Autonomous healing in concrete by bio-based healing agents – A review. Construction and Building Materials, v. 146, p. 419–428, 2017.

[8] TZIVILOGLOU, E.; WIKTOR, V.; JONKERS, H.; SCHLANGEN, E. Bacteria-based self-healing concrete to increase liquid tightness of cracks. Construction and Building Materials, v. 122, p. 118–125, 2016.

[9] Babak Vafaei, Ali Ghahremaninezhad. Self-healing effect of hydrogels in cement slag and fly ash pastes. Construction and Building Materials,Volume 438, 2024.

[10] WANG, Lei et al. Pozzolanic activity of fly ash: A study based on the reaction degree and reaction products. *Frontiers of Materials Science in China*, v. 5, n. 4, p. 418–427, 2011.

[11] KOIZUMI, Hiroshi et al. Influence of the structure of silicate anions on the pozzolanic reaction of fly ash. Cement Science and Concrete Technology, v. 65, p. 40–46, 2011.

[12] PAPADAKIS, V. G.; TSIMAS, S. Supplementary cementing materials in concrete: Part I: efficiency and design. Cement and Concrete Research, v. 29, n. 12, p. 1943–1949, 1999.

[13] Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). NBR NM 52: Agregado miúdo - Determinação da massa específica e massa específica aparente. Rio de Janeiro, 2009.

[14] Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). NBR 17054: Cimento Portland e outros materiais em pó - Determinação da umidade. Rio de Janeiro, 2023.

[15] Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). NBR 16697: Cimento Portland- Requisitos. Rio de Janeiro, 2018.

[16] Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). NBR 16605: Cimento Portland e outros materiais em pó - Determinação da massa específica. Rio de Janeiro, 2017.

[17] Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). NBR 6118: Projeto de Estruturas de Concreto – Procedimento. Rio de Janeiro, 2023.

[18] COSTA, J. R. Análise comparativa de diferentes agentes de autocicatrização em concretos. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Construção e Infraestrutura, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2024.

[19] PETRY, N. S. Influência dos ambientes de exposição no fenômeno da autocicatrização de fissuras com idades variadas em concretos de cimento Portland com diferentes resistências. Tese (Doutorado em Engenharia) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Construção e Infraestrutura, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2021.

[20] T. M. GARAY, et al., "Self-healing evaluation by optical microscope: An approach to image acquisition, processing and analysis," in XVII Congresso Internacional sobre Patologia e Recuperação das Construções, Fortaleza, 2021.

[21] CASCUDO, O. O Controle da Corrosão de Armaduras em Concreto: Inspeção e técnicas eletroquímicas. 2. ed. São Paulo: Pini, 1997.

[22] BAUER, E. Avaliação comparativa da influência da adição de escória de alto-forno na corrosão das armaduras através de técnicas eletroquímicas. São Paulo, 236p. Tese (Doutorado). Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1995.

[23] VIEIRA, F. M. P. Contribuição do estudo da corrosão de armaduras em concretos com adição de sílica ativa. Porto Alegre, 243p. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia, Universidade do Rio Grande do Sul, 2003.

[24] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). C876 - 15 Standard Test Method for Corrosion Potentials of Uncoated Reinforcing Steel in Concrete Annual Book of ASTM Standards Philadelphia, 2015.

[25] D. SNOECK, J. DEWANCKELE, V. CNUDDE, and N. DE BELIE, "X-ray computed microtomography to study autogenous healing of cementitious materials promoted by superabsorbent polymers," Cem. Concr. Compos., vol. 65, 2016.

[26] O. E. GJORV, "Projeto de durabilidade de estruturas de concreto em ambientes de severa agressividade," in Oficina de Textos, E. P. Figueiredo and P. Helene, Eds. São Paulo, 2015.

[27] V. G. CAPPELLESSO, "Avaliação da autocicatrização de fissuras em concretos com diferentes cimentos," M.S. thesis, Dept. Civil Eng., Federal Univ. of Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2018.

[28] FERRARA, Liberato et al. Effects of autogenous healing on the recovery of mechanical performance of High Performance Fibre Reinforced Cementitious Composites (HPFRCCs): Part 1. Cement and Concrete Composites, v. 83, p. 76-100, 2017.

[29] N. CHOUSIDIS, I. IOANNOU, E. RAKANTA, C. KOUTSODONTIS, G. BATIS. Effect of fly ash chemical composition on the reinforcement corrosion, thermal diffusion and strength of blended cement concretes. Construction and Building Materials. Volume 126, 2016.

[30] HONGYUAN GUO, YOU DONG, XIANGLIN GU. Durability assessment of reinforced concrete structures considering global warming: A performance-based engineering and experimental approach.Construction and Building Materials.Volume 233, 2020.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Method for evaluating self-healing capabilities of cementitious materials by assessing permeability changes in holes of defined size

Oleg Kuzminov[(1)], Aires Camões [(2)] Denis Kuzminov[(1)], Iran Rocha Segundo[(4)], Nikolai Ivanovich Vatin[(3)],Joaquim O. Carneiro[(1)]

[(1)] Centre of Physics of Minho and Porto Universities (CF-UM-UP), University of Minho, Azurém Campus, 4800-058, Guimarães, Portugal ge.shicht@gmail.com, only4y@gmail.com, carneiro@fisica.uminho.pt
[(2)] CTAC, Department of Civil Engineering, University of Minho, Campus de Azurém, 4800-058 Guimarães, Portugal aires@civil.uminho.pt
[(3)] Division of Research and Development, Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St.Petersburg, Russia vatin@mail.ru
[(4)] CERIS, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Av. Rovisco Pais 1, 1049-001, Lisboa, Portugal, iransegundo@tecnico.ulisboa.pt

ABSTRACT

This study presents a new method for assessing the self-healing properties of cementitious materials by evaluating permeability changes through artificially created holes of controlled dimensions. The main objectives were to develop a standardized specimen with a model crack that allows for accurate permeability normalization and to evaluate permeability recovery upon immersion in water. Laboratory experiments included creating concrete and mortar specimens with holes of varying diameters, simulating cracks using a fishing line, and monitoring changes in water permeability over time. The methodology was further validated through field experiments in which specimens were obtained from real structures with naturally occurring cracks. Observations of water seepage through these cracks confirmed the effectiveness of the proposed method. The results demonstrate that the approach is both applicable and practical, offering a reliable tool for assessing the self-healing properties of concrete and mortars in real-world conditions.

KEYWORDS: Self-healing, permeability assessment, cementitious materials, crack simulation

1.- INTRODUCTION

Most structures worldwide are built from reinforced concrete and are exposed to various factors that can cause cracking, such as temperature changes, shrinkage, and overloading. Cracks increase permeability and reduce durability, often necessitating repairs that are particularly difficult and costly for underground or underwater structures. As a result, maintaining reinforced concrete structures requires significant and ongoing resources throughout their service life.It is common knowledge that the human body has the ability to regenerate. In many situations involving minor injuries or bruises, the human body can heal

itself, and it requires nothing more than time. It can be concluded that the advent of reinforced concrete structures with similar self-healing capabilities could greatly reducing maintenance costs. The ability of concrete to self-heal cracks is not new to engineers. There are known cases of restoration of the flexural strength of cementitious beams [1], as well as restoration of the compressive strength of concrete after freeze-thaw cycles [2], [3]. The authors focused specifically on the self-healing of cracks in concrete and mortar as it relates to restoring watertightness. Since there is no universally accepted method for assessing self-healing, this article presents one such approach.

2.- EXPERIMENTAL METHODOLOGY

In this work, tests were conducted in both Portugal and Russia. To compare the Russian and Portuguese results, concrete water resistance grades according to GOST 12730.5-2018 [4] (designation W) were converted into the corresponding classes of EN 12390-8:2019. According to this correlation, grades W2 and W4 correspond to a water penetration depth greater than 150 mm, W6 corresponds to 60–150 mm, W8 to 35–60 mm, W10 to W14 to 20–35 mm, and W16 to W20 to less than 20 mm.

Both qualitative and quantitative methods were used to assess the air and water permeability of the samples. Qualitative tests included visual observation of the passage of the fluid through the material, for example, the appearance of air bubbles in water or recording water leaks. Quantitative tests were carried out using specialized equipment: for air, a BB-2 device (vacuum method), an electric compressor (up to 4 atm) and a hand pump for inflating balloons were used; for water, a UVF-6 installation for determining the depth of water penetration under pressure, a test installation according to the EN 12390-8 standard, and a separate system with tap water supply through a pressure reducer.

This approach allows combining a quick express assessment (qualitative tests - "qual") with accurate quantitative measurements ("quant"), providing a comprehensive characteristic of the permeability of materials. All the methods used and the studies conducted are listed in detail in Table 21. In all experiments, tap water with a temperature of +20°C was used to store samples. For most samples, "Defect Size, mm" refers to the diameter of artificial channels formed using fishing line of the specified size; in the last row, it represents the measured width of natural crack openings using a ruler. If cement and water are mixed, a paste is obtained; adding sand produces mortar, while the inclusion of coarse aggregate results in concrete.

Table 21. Summary table of studies

No.	*Material*	*Defect Size, mm*	*Samples (Ø(mm) × height(mm))*	*Age, days*	*Testing Location*	*Type of Test (with pressure)*			
						Air		*Water*	
						Qual	*Quant*	*Qual*	*Quant*
1	paste	0.4	26×140	2-65	Polytechnic University (Saint Petersburg)	+	+	-	-
2.1	mortar	0.3, 0.4, 0.5	90×50	10-65	University of Minho (Braga)	+	+	+	+
2.2	mortar	0.3, 0.4, 0.5	90×50	10-65		+	+	+	+
3.1	Concrete	-	84×51	28		+	+	-	-
3.2	Concrete	0.4	84×51	132		-	-	+	-
4.1	Concrete	0.4	150x150	218-274	Reinforced concrete storage tanks (Saint Petersburg)	+	-	+	+
4.2	Concrete	-	150x150	28		-	-	+	+
4.3	Reinforced concrete	0.1-0.5	-	48-193		-	-	+	-

To assess the waterproofing additive "Krystaline Add1," four concrete mixes (see **Table 22)** were tested. For each, two sample groups were made: with and without 1 kg/m³ additive. Mix compositions (per m³). Abbreviations: C—cement, W—water, S—sand, G—gravel, SL—slag, P—plasticizer, A—additive.

Table 22. Compositions of solutions used in the work.

Mix	*Cement Type*	*C*	*W*	*S*	*G*	*SL*	*P*	*A*	*W/C Ratio*
1	CEM I 52.5N	1240	612	–	–	–	–	1	0.5
2	CEM I 42.5R	313	197	1289	–	–	–	1	0.6
3	CEM II/B-L 32.5R	320	160	890	1000	–	–	1	0.5
4	CEM I 52.5N	280	140	800	1000	100	3	1	0.5

2.1.- Experiment 1

In Experiment 1, mixture No. 1 from **Table 22** was used. Two series of six samples (control and main) were prepared using formwork with a fixed fishing line to create a through channel. After demolding and removing the line, air permeability was tested by observing bubbles with a hand pump. Samples were then stored in water for 65 days before repeating the air permeability test and performing a qualitative sealing test with a BB-2 device.

2.2.- Experiment 2

In Experiment 2, mixture No. 2 from **Table 22** was used. Concrete samples with nylon line channels (0.3–0.5 mm diameter) were produced and cured at 20±2°C and ≥95% humidity. In series 2.1, channels were left untreated; in 2.2, they were treated with 33% hydrochloric acid. Water flow through the channels was measured under 0.475 bar pressure at several time points over 66 days. After immersion, additional pressure tests were conducted on samples with zero flow to assess sealing dynamics and the effect of acid treatment.

2.3.- Experiment 3

In Experiment 3, mixture No. 3 from **Table 22** was used. Two series of samples were made, with and without a 0.4 mm channel. After removing the line, air permeability was checked. Samples with channels were stored in water for 112 days and then tested for water resistance under pressure (EN 12390-8:2019). Samples without channels were kept in water for 28 days and tested for water resistance using the rapid method of GOST 12730.5. This allowed comparison of long-term water exposure and artificial channels on sealing properties.

2.4.- Experiment 4

In Experiment 4, mixture No. 4 from **Table 22** was used. A boiler house in St. Petersburg with two reinforced concrete tanks (B35W12F200P4, C30/37 equivalent) was selected. Construction used a crystalline waterproofing additive (1 kg/m³) in winter conditions. After filling the tanks, vertical cracks with water seepage were observed. The experiment consisted of three parts: 4.1, 4.2, 4.3. In experiment 4.1, two series of six cylindrical samples (with and without additive) were tested for water impermeability using the “wet spot” method. In 4.2, samples with a nylon channel (0.4 mm) were tested for air permeability on days 1 and 180, then stored in water, dried, and tested for water penetration depth. Experiment 4.3 involved periodic photographic monitoring of water seepage through cracks in the filled tanks, focusing on crack junctions with structural elements. The plan and sections of the structure are shown in Figure 22.

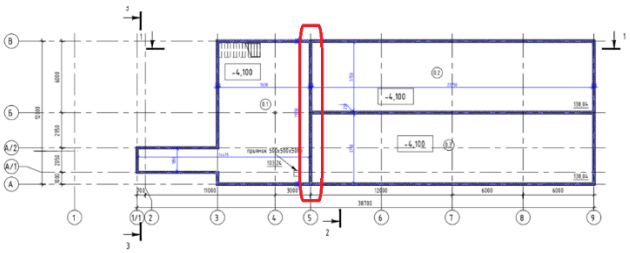


Figure 22. Building plan with the wall where cracks have formed highlighted

3.- RESULTS

3.1.- Results of Experiment 1

Tests of paste based on the methodology of GOST 12730.5-2018 with a vacuum device (BB-2 showed:

- Composition 1 retained full air permeability at all times (100% of samples with bubbles), which corresponds to W0 water resistance.
- Composition 2 after 65 days in 50% of cases stopped letting air through, demonstrating water resistance W8.

3.2.- Results of Experiment 2

For clear and compact visualization of the data on crack self-healing in cement-sand samples, both experimental series – without acid treatment and with 33% HCl treatment – are combined in a single graph (see Figure 23). The graph shows the decrease in water flow over time for different compositions and crack widths: control samples (C1) and samples with a crystalline additive (C2).

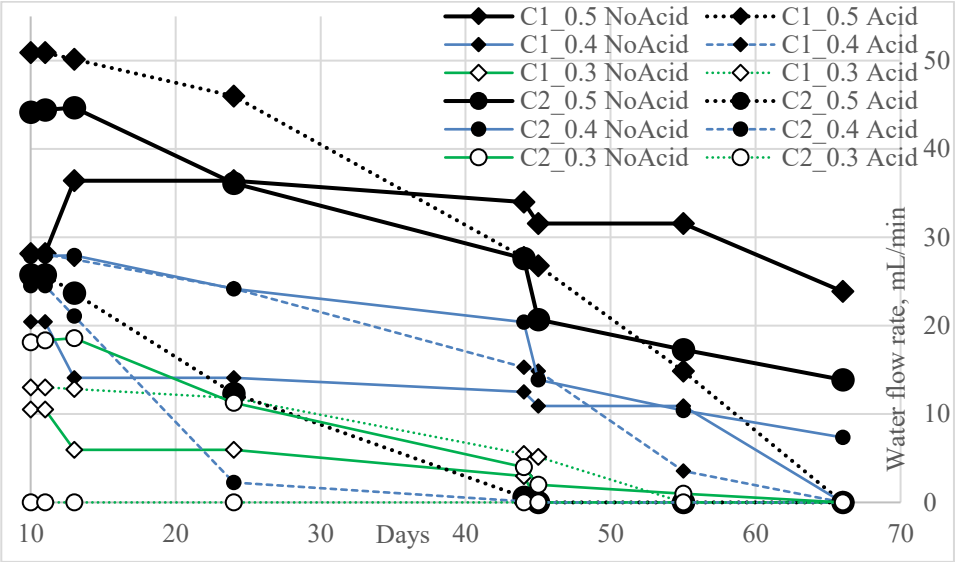


Figure 23. Results of Experiment 2 Graph of changes in water consumption

3.3.- Results of Experiment 3

The results of experiment 3 are as follows. In experiment 3.1, the average vacuum maintenance time for composition C1 was 160 seconds, which corresponds to a water resistance grade of W8 and a water penetration depth of 35–60 mm according to EN 12390-8. For composition C2, the average vacuum maintenance time was 373 seconds, corresponding to grade W14 and a penetration depth of 20–35 mm. The maximum value was observed in sample 5 of composition C2, reaching 638 seconds. In experiment 3.2, when samples with 0.4 mm holes were tested under a water pressure of 0.5 MPa for 72 hours, water filtration occurred in 5 out of 6 samples of composition C1, whereas for composition C2, filtration was observed in only 2 out of 6 samples.

3.4.- Results of Experiment 4

In 4.1 part, without the crystalline additive, water impermeability according to GOST 12730.5-2018 corresponded to class W12, while with the additive it reached W20.

In 4.2 part, for the control samples without the additive, bubbles were observed in 5 out of 6 samples during the initial air permeability test, and after the final test, only in one sample. In the water impermeability test, signs of filtration were absent in 3 out of 6 samples at all stages, appeared at low pressure in two samples, and in one sample only at the maximum pressure. The average depth of water penetration was 85 mm, and the average splitting tensile strength was 2.56 MPa, with a water impermeability class of W0. In the series with the additive, bubbles were observed in all 6 samples during the initial test and in 4 out of 6 after the final test. Most samples with the additive did not show signs of water filtration even at higher pressures; the average depth of water penetration was 50 mm, the average splitting tensile strength was 2.87 MPa, and the water impermeability class was W8.

In 4.3 part, on day 1 after filling the tank, 11 cracks up to 1.8 meters long were recorded, all showing visual signs of filtration (wet spots, drip leakage). By day 7, the number of cracks increased to 13, new white formations appeared at the mouths of most cracks, filtration decreased in cracks 5 and 6, and increased in crack 9 (see Figure 24, Figure 25, Figure 26). On day 56, all cracks were dry, and the number of white formations had noticeably increased. These changes are clearly visible in Figure 24, Figure 25, Figure 26 and in more detail in the scaled images of selected cracks in Figure 27, Figure 28.

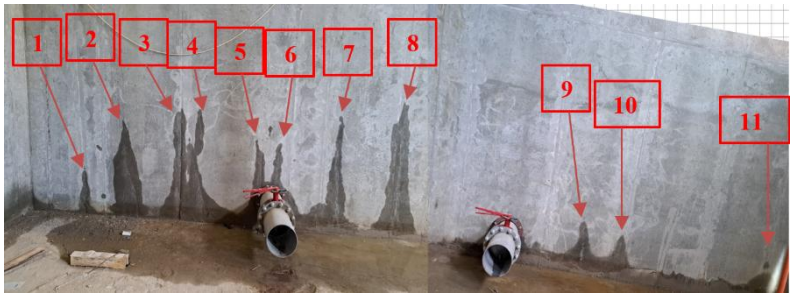


Figure 24. Photographs of crack conditions at 1 day after tank filling

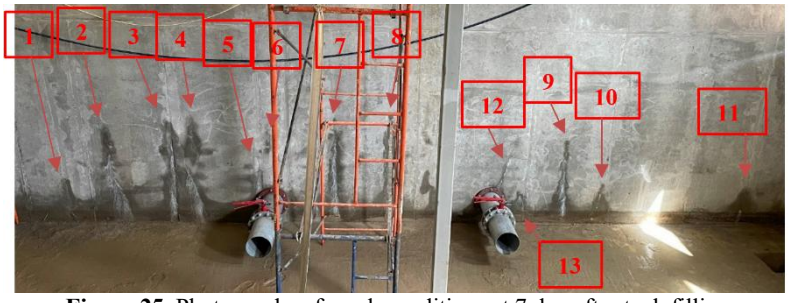


Figure 25. Photographs of crack conditions at 7 day after tank filling

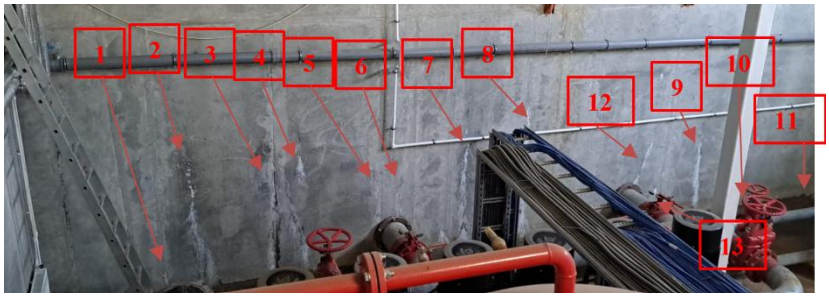


Figure 26. Photographs of crack conditions at 56 day after tank filling

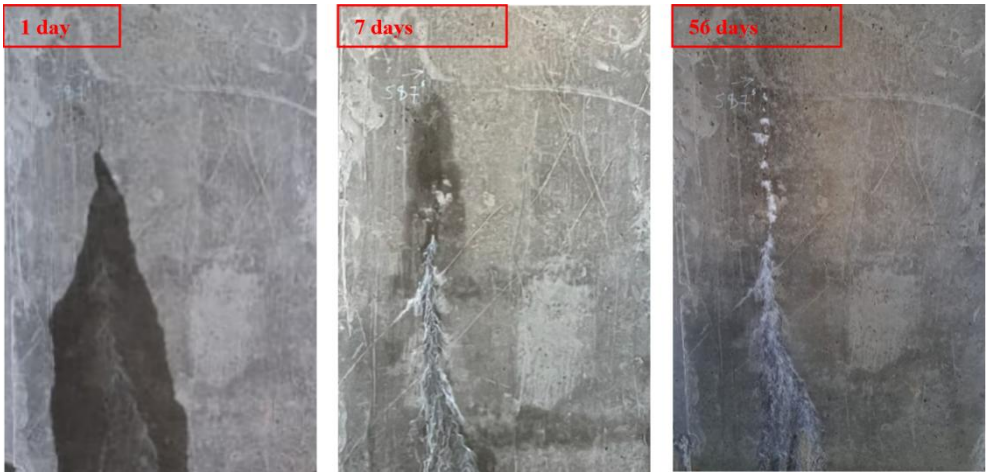


Figure 27. Scaled photographs of the state of cracks number 2 crack



Figure 28.Scaled photographs of the state of cracks number 12 crack

4.- CONCLUSIONS

A new method for assessing the self-healing properties of cementitious materials was developed and validated, based on monitoring permeability changes through artificially created holes of controlled diameter. This approach enables the production of standardized samples with model cracks, ensuring high accuracy and reproducibility of results. The method was applied to cement paste, mortar, and concrete specimens, allowing for a comprehensive evaluation of self-healing across different material types.

The technique was successfully validated both in laboratory settings and on real structures with natural cracks. The results demonstrate that the addition of a crystalline waterproofing additive significantly accelerates the self-healing process and increases water resistance, with the most pronounced effect observed for narrow cracks (0.3 mm), especially when surface treatments such as acid were used. Notably, the observed drying of cracks in field conditions is associated with the self-healing process, which may have been accelerated by the additive. This is supported by the appearance of white crystalline deposits at the mouths of cracks, indicating active chemical self-healing.

Even in the presence of defects, concrete with the additive was able to restore watertightness and reduce water filtration to zero within 10–66 days, depending on defect size and test conditions. However, the passage of air and the observation of bubbles under pressure do not always indicate complete sealing, as air and vapor can still pass through microchannels even after water filtration stops. This suggests that vapor permeability is maintained, which is important for structures exposed to moisture exchange.

Overall, the proposed method is practical and easy to implement, offering a reliable and objective tool for evaluating the self-healing capacity of cementitious materials in both laboratory and field conditions. The findings confirm that concrete with a crystalline additive can restore water resistance even in the presence of defects with an opening width of 0.3–0.5 mm, while maintaining vapor permeability. This approach can be used to standardize the assessment of self-healing properties and improve the durability and maintainability of concrete structures, especially in challenging environments.

REFERENCES

[1] L. Ferrara, V. Krelani, and M. Carsana, “A ‘fracture testing’ based approach to assess crack healing of concrete with and without crystalline admixtures,” *Constr Build Mater*, vol. 68, 2014, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.07.008.

[2] S. Jacobsen’, J. Marchand’, and L. Boisvert’, “PI1 SOOOS-8846(96)00072-5 EFFECT OF CRACKING AND HEALING ON CHLORIDE TRANSPORT IN OPC CONCRETE,” 1996.

[3] S. Jacobsen, H. C. Gran, E. J. Sellevold, and J. A. Bakke, “High strength concrete - Freeze/thaw testing and cracking,” *Cem Concr Res*, vol. 25, no. 8, pp. 1775–1780, 1995, doi: 10.1016/0008-8846(95)00173-5.

[4] M. A. C. INTERSTATE COUNCIL FOR STANDARDIZATION, “GOST 12730.5-2018 Concretes. Methods for Determining Watertightness,” 2018.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Self-Healing Behaviour of Sustainable Concretes with Biomass Ash and Coal Bottom Ash Aggregates Under CO_2-Saturated Environments

Blas Cantero [(1)], Sindy Seara-Paz [(1)], David O. Nduka [(2)] and Belén González-Fonteboa [(1)]

[(1)] Department of Civil Engineering, School of Civil Engineering, Centro de Innovación Tecnolóxica en Edificación e Enxeñaría Civil (CITEEC). Universidade da Coruña, Spain.

[(2)] Department of Building Technology, Centro de Innovación Tecnolóxica en Edificación e Enxeñaría Civil (CITEEC), Covenant University, Nigeria.

ABSTRACT

This study investigates the effect of autonomous self-healing in sustainable high-performance concretes incorporating biomass ash (BA) and porous aggregates from coal bottom ash (CBA) when exposed to a controlled environment with a high concentration of carbon dioxide (CO_2). Two concrete types were evaluated: i) conventional concrete (100% cement and natural aggregates) and ii) sustainable concrete (60% cement, 25% BA, 15% MK, and 30% CBA replacing natural sand).

Samples with different initial crack widths were subjected to four curing conditions: i) continuous immersion in water (W), ii) wet-dry cycles in water (CW), iii) continuous immersion in CO_2-saturated water (W-CO_2), and iv) wet-dry cycles in CO_2-saturated water (CW-CO_2), for 28 and 90 days. The self-healing efficiency was assessed by surface crack sealing using a digital microscope and permeability recovery through water permeability tests.

Results showed that a high concentration of dissolved CO_2 in self-curing water can enhance self-sealing in short exposure periods (<28 days) but may lead to the dissolution of sealing products during prolonged exposure (90 days). In this context, the combination of biomass ash and porous aggregates acted synergistically as water reservoirs, promoting effective internal curing. Finally, the findings suggest that self-healing in a CO_2-rich environment could contribute to efficient CO_2 capture, though controlling exposure time is crucial to prevent the dissolution of early-stage healing phases.

KEY WORDS: self-healing concrete, biomass ash, coal bottom ash, internal curing, CO_2 environments.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Estrategias de Auto-curado en Estructuras de Hormigón Armado

André Garrido-Iglesias [(1)], Blas Cantero [(1)], David O. Nduka [(2)] y Juan Luis Pérez-Ordóñez [(1)], Belén González-Fonteboa [(1)]

[(1)] Departamento de Ingeniería Civil, Centro de Innovación Tecnolóxica en Edificación e Enxeñaría Civil (CITEEC), Universidade da Coruña, España.
[(2)] Department of Building Technology, Centro de Innovación Tecnolóxica en Edificación e Enxeñaría Civil (CITEEC), Covenant University, Nigeria.

RESUMEN

Este estudio investiga el efecto de las cenizas de biomasa forestal (CB) como sustituto parcial del cemento (OPC) y cenizas de fondo de carbón (CFC) en sustitución de la arena natural (AN) con el fin de mejorar el curado interno y el sellado de fisuras en muros de hormigón armado. Para ello, se fabricaron dos muros de contención con diferentes tipos de hormigón: i) hormigón convencional (100% OPC y 100% AN) y ii) hormigón sostenible con un cemento ternario (60% OPC, 25% CBF y 15% metacaolín (MK)) y con un 30% de CFC en sustitución de AN.

Aplicando una carga horizontal en cabeza, se generaron fisuras de 150 ± 20 μm en el paramento vertical de los muros. Estas fisuras fueron sometidas a un proceso de curado durante 75 días. La eficiencia de autocuración se evaluó superficialmente mediante análisis digital de imágenes, e internamente mediante ensayos de permeabilidad al agua.

Los resultados indican que el muro fabricado con el hormigón convencional presentó un mayor sellado superficial. En cambio, el muro fabricado con el hormigón sostenible mostró una recuperación de la impermeabilidad ligeramente superior a la del hormigón convencional, posiblemente debido a un mayor curado interno promovido por la presencia conjunta de las cenizas de biomasa forestal y de carbón, que actuaron como reservorios de agua, favoreciendo un mayor curado autógeno. Estos hallazgos resaltan la importancia de evaluar los procesos de auto-reparación desde distintas perspectivas, ya que el curado interno puede influir significativamente en la eficiencia de los mecanismos de auto-sanado.

PALABRAS CLAVE: auto reparación, cenizas de biomasa forestal, cenizas de fondo de carbón, hormigón armado.

1.- INTRODUCCIÓN

En los últimos años, el interés por las capacidades de autocuración en estructuras de hormigón armado ha aumentado de forma significativa [1–3]. Esta línea de investigación se ha consolidado como una estrategia prometedora para mejorar la durabilidad de las estructuras, reducir los costes asociados al mantenimiento y disminuir el impacto ambiental

derivado de intervenciones de reparación. Los fenómenos de autocuración en el hormigón pueden producirse mediante mecanismos intrínsecos (autógenos) o a través de la incorporación de agentes externos (autónomos). En este trabajo se aborda la autocuración autógena, entendida como la capacidad del hormigón para activar mecanismos internos intrínsecos tras la formación de fisuras, dando lugar al relleno parcial o total de las grietas a través de procesos físicos y químicos que se desarrollan en presencia de humedad, lo que contribuye a limitar la entrada de agentes agresivos.

Entre los procesos que intervienen en la autocuración autógena destacan la hidratación diferida de partículas anhidras de cemento y la precipitación de carbonato cálcico, generada por procesos de carbonatación asociados a la portlandita. Estos mecanismos pueden obstruir parcialmente las vías de paso en el interior de las fisuras, reduciendo así la permeabilidad del material. En esta línea, se ha demostrado que la capacidad de autocuración puede verse favorecida mediante el uso de materiales con elevada porosidad, como ciertos residuos industriales o áridos ligeros, que actúan como sistemas de curado interno. En este contexto, el presente trabajo analiza el comportamiento de muros de hormigón armado fabricados con mezclas sostenibles que incorporan cenizas de biomasa forestal y cenizas de fondo de carbón. Debido a su elevada porosidad, estos materiales pueden actuar como reservorios internos de agua, promoviendo un curado interno más eficaz y potenciando mecanismos de autocuración autógena más eficientes tras la aparición de fisuras.

2.- MATERIALES

Las mezclas de hormigón empleadas en la fabricación de los muros se muestran en la Tabla 4. Se prepararon con una relación volumétrica agua/aglomerante de 1,1 (Vw/Vb = 1,1), una relación volumétrica árido de grava/arena de 1,0 (CA/FA = 1,0) y una cantidad de superplastificante del 1,12% sobre el peso de ligante (cemento y metacaolín). La mezcla 100C se corresponde con el hormigón de referencia, compuesto con un 100% de cemento Portland como ligante y 100% arena natural como árido fino. La mezcla 60C25CB15MK es una mezcla ternaria con un 60% de cemento, un 25% de cenizas de biomasa forestal (CB) y un 15% de metacaolín (MK), en la que, además, se sustituye el 30% de la arena natural por árido fino poroso procedente de cenizas de fondo de carbón (CBF).

. Componentes de las mezclas de hormigón (l/m^3)

Componentes	*100C*	*60C25CB15MK-30CBF*
CEM I 52,5 SR N (C)	189,93	*114,04*
Agua	208,93	209,08
Arena natural (0/4 mm)	300,00	210,00
Árido CBA	-	90,00
Gravilla natural (4/12 mm)	300,00	300,00

Superplastificante	1,14	0,86
A/C (en volumen)	1,10	1,10
Dflow (mm)	855±5,0	665,25±4,8
fcm_28 (MPa)	78,4±1,7	48,5±2,0

2.- METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

2.1.- Diseño de muros

Se construyeron dos muros de hormigón armado. El muro fabricado con la mezcla hormigón convencional (100C) fue designado como CN_HR y el muro fabricado con la mezcla sostenible (60C25BA15M-30CBA) se designó como CN_SH. El alzado de los muros tiene unas dimensiones de 1,75 m de altura, 1,10 m de ancho y 0,20 m de espesor Fig. 1(a). El diseño de las zapatas se realizó en conjunto con el modelo estructural, con el objetivo de garantizar la estabilidad durante el ensayo de fisuración.



Figura 23. Muro hormigonado (a) y su armadura (b).

Las armaduras de los muros se muestran en la Fig. 1(b). Se dispusieron 6 barras verticales de Ø12 mm en cada cara, configurando la armadura principal del alzado. Para inducir la fisuración en una zona concreta y facilitar la toma de datos y la medición precisa del ancho de fisura durante el ensayo de fisuración, se reforzó la parte inferior del muro con una armadura de espera compuesta por seis barras verticales de Ø16 mm por cara, prolongadas hasta una altura de 50 cm desde la cara superior de la zapata.

2.2.- Ensayo de fisuración y protocolo de curado

La apertura de fisura se llevó a cabo a los 28 días de edad. Para el control del ancho de fisura, se emplearon transformadores diferenciales de variación lineal (LVDT) colocados en

la zona prevista de fisuración, como se muestra en la Fig. 2(a)**.** Para delimitar una longitud de control de 15 cm, se diseñaron piezas mediante impresión 3D, colocadas para fijar y prolongar el rango de medida de los LVDT. Durante el ensayo, se aplicó una carga horizontal en cabeza del muro hasta alcanzar una abertura máxima de fisura de 500 ± 20 µm. Una vez finalizado el ensayo, la abertura residual registrada en los LVDT fue de 150 ± 20 µm. La configuración del ensayo de fisuración, así como la ubicación de los LVDT, se muestra en la Fig. 2(a)**.**

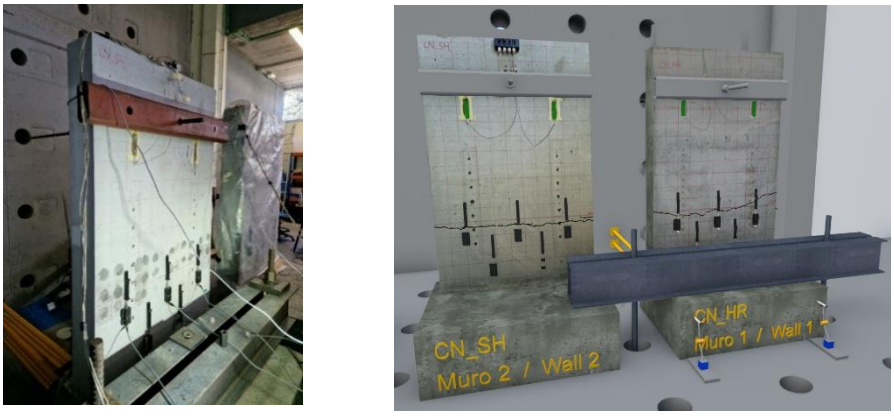


Figura 24. Muro en su configuración de ensayo (a) y modelo BIM de los muros con la fisura principal representada (b).

Todo el diseño estructural y constructivo de los muros se realizó utilizando metodología BIM, lo que permitió disponer de una representación tridimensional precisa que facilitó la planificación, el control geométrico y la ejecución de los elementos ensayados. (Fig. 2b)

Una vez finalizado el ensayo de fisuración, se aplicó un protocolo de curado destinado a mantener condiciones de humedad adecuadas para promover el sellado autógeno en las fisuras. Este protocolo consistió en un riego superficial mediante un sistema de difusión de agua, aplicado diariamente durante los primeros 7 días, y cada tres días a partir de la segunda semana, hasta completar un periodo de curado total de 75 días.

2.4.- Evaluación del auto-sanado

2.4.1. Sellado de fisuras

Para la evaluación del sellado superficial se empleó un microscopio digital Dino-Lite modelo Edge AM7915MZTL [4], equipado con los accesorios N3C-E [5] y N3C-L [6]. Estos elementos permiten apoyar directamente el microscopio sobre la superficie vertical del muro, garantizando un enfoque y aumento óptimo sin necesidad de utilizar un trípode (Fig. 25a).

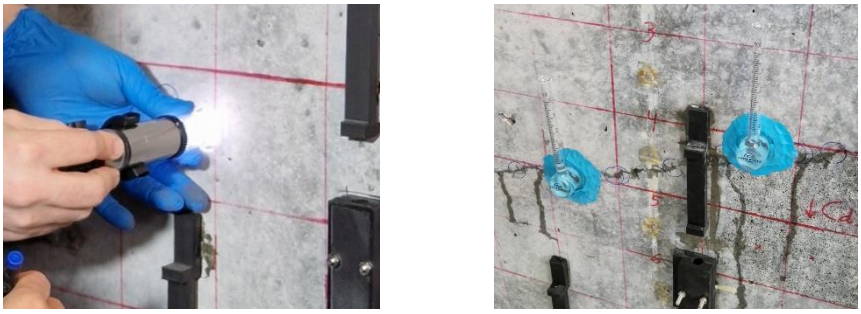


Figura 25. Detalle de la toma de imágenes con microscopio digital (a) y ensayo de permeabilidad (b)

En el paramento del muro se estableció una cuadrícula de 10 x 10 cm para organizar la toma de datos. Se observaron al microscopio los puntos centrales de cada cuadrícula en cada celda atravesada por la fisura, obteniendo un total de 11 puntos medición por muro. A partir de las imágenes obtenidas, se determinó el área de la fisura en cada punto, expresada en μm² calculando el índice de sellado superficial (ISS) en cada punto de medición según la Ec. (1).

$$ISS = 1 - \frac{A_f}{A_i} \cdot 100 \quad (1)$$

donde A_f es el área final a los 75 días del periodo de curado y A_i es el área inicial tras el proceso de apertura de fisura.

2.4.2. Recuperación de la impermeabilidad

El ensayo de permeabilidad al agua se llevó a cabo mediante el método *"Stand pipe Abosorptivity Test"* [7] (Fig. 4b). Para ello se emplearon tubos de ensayo tipo Mohren [8] diseñados específicamente para ensayos de penetración de agua en superficies verticales. Los tubos Mohren se instalaron en los mismos puntos observados con el microscopio digital, permitiendo la correlación entre el sellado superficial y la recuperación de impermeabilidad. Este ensayo permitió medir el volumen de agua que atraviesa la fisura en por unidad de tiempo con el objetivo de evaluar la recuperación de la impermeabilidad en cada punto. Para ello, se calculó el índice de recuperación de la impermeabilidad (IRI) según la Ec. (2),

$$IRI = 1 - \frac{V_f}{V_i} \cdot 100 \quad (2)$$

donde V_i representa el volumen de agua que atravesó la fisura en los primeros 15 minutos tras el proceso de apertura (día 0), y V_f el volumen registrado en el mismo intervalo de tiempo al final del período curado (día 75).

3.- RESULTADOS

3.1.1. Sellado superficial

Los resultados del ISS en el muro de referencia (CN_HR) y para el muro sostenible (CN_SH) se muestran en las Figuras 5 y 6, respectivamente. En general. se observa que los valores de ISS de ambos muros en la mayoría de los puntos analizados no superan el 70%. En el muro CN_HR, los valores de ISS máximos se encuentran entre un 55% y 90% en el rango de puntos P01, P02 y P06 y P08 mientras que en el resto de puntos, los valores se encuentran entre un 10% y 30%. El muro CN_SH, aunque presenta valores más homogéneos, los valores del ISS máximos se encuentran entre el 44% y el 59% en los puntos en P02 y P06, respectivamente, y los valores medios entre el 10% y el 20% en el resto de los puntos analizados.

El curado aplicado tras la fisuración basado en riegos superficiales periódicos, pudo no haber mantenido unas condiciones de humedad suficientemente elevadas ni prolongadas en la superficie de los muros como para activar de forma eficaz los procesos de precipitación de $CaCO_3$ en la superficie de las fisuras. Esta hipótesis coincide con lo observado por Roig et al. [9] quienes observaron que los curados en cámara climática al 90% de HR generaban un sellado superficial significativamente inferior al obtenido mediante inmersión en agua, debido a la limitada disponibilidad de agua en la interfaz aire-hormigón. Aunque este efecto se observó en ambos muros, tuvo un mayor impacto en el muro con la mezcla sostenible CN_SH. Esta menor eficiencia en el ISS podría deberse a una mayor capacidad de absorción de agua, atribuida a la presencia de CB y áridos porosos (CFC). Estos materiales, durante los riegos de curado, podrían absorber mayor agua superficial, favoreciendo su retención interna y promoviendo así un curado interno más prolongado en detrimento del sellado en superficial.

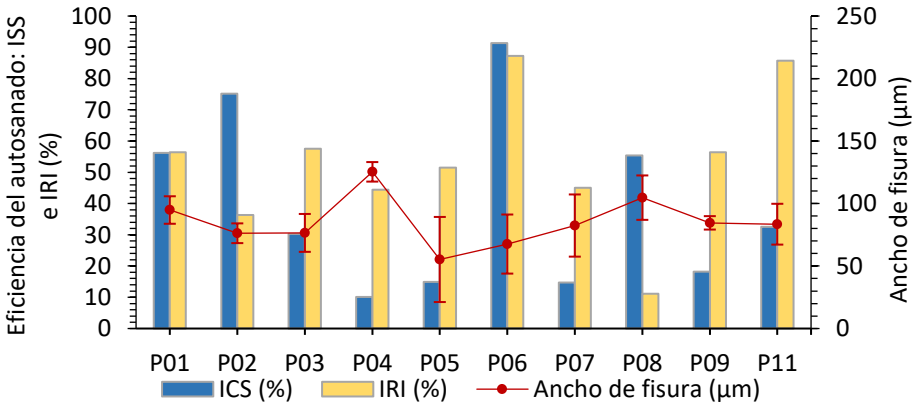


Figura 26. ISS, IRI y ancho de fisura del muro CN_HR

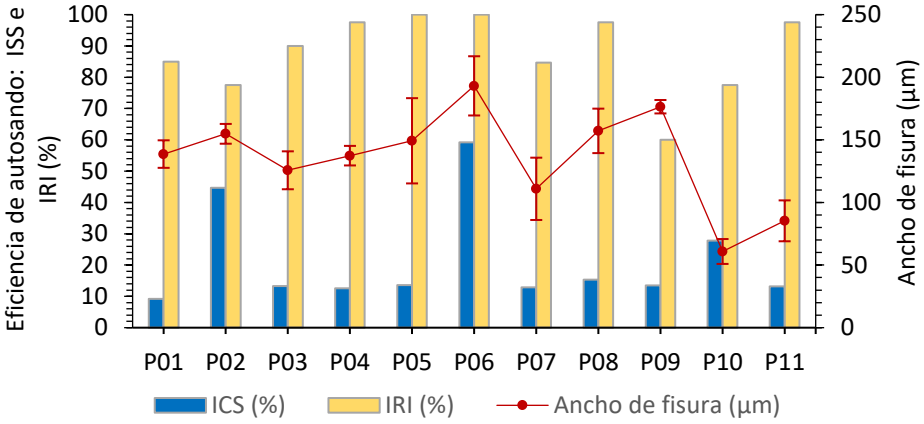


Figura 27. ISS, IRI y ancho de fisura del muro CN_SH

3.1.1. Recuperación de la impermeabilidad

Los resultados de IRI mostrados en Figuras 5 y 6 muestra un comportamiento claramente superior en el muro sostenible (CN_SH) frente al muro de referencia (CN_HR), tal como se observa en las Figuras 6 y 7. En CN_HR, los valores de IRI son variables: solo los puntos P06 y P11 alcanzan niveles altos (87% y 86%), mientras que el resto se sitúan entre el 36% y el 57%, con un mínimo del 11% en P08. En contraste, en el muro CN_SH, todos los puntos —excepto P09 (60%)— superan el 78%, alcanzando el 100% en P05 y P06.

Estos resultados sugieren un proceso de autocurado más eficiente en el interior de la fisura, favorecido por el curado interno proporcionado por los materiales porosos incorporados en la mezcla sostenible (CB y CBF). Estos materiales actúan como reservorios de agua, absorbiendo más agua durante los riegos de curado y liberándola progresivamente entre ciclos de riego. Esta liberación sostenida de humedad promueve una mayor precipitación de $CaCO_3$ en profundidad como la hidratación continua de partículas de cemento no hidratadas, contribuyendo así a valores más elevados de IRI [3,4]. Este comportamiento es significativo, dado que el muro CN_SH mostro anchos de fisura superiores al muro CN_HR.

4.- CONCLUSIONES

- El sellado superficial de fisuras fue limitado en ambos muros de hormigón, probablemente debido a que los riegos aplicados no garantizaron condiciones de humedad suficientemente elevadas ni prolongadas en la superficie.
- El muro fabricado con la mezcla sostenible, que incorporaba cenizas de biomasa forestal cenizas de fondo de carbón mostró una recuperación de la impermeabilidad superior que el muro convencional, a pesar de presentar anchos de fisura mayores.

- Estos resultados subrayan la necesidad de evaluar la autocuración desde una perspectiva dual, tanto superficial como interna. En estructuras reales, donde los procesos de curado son limitados, el autocurado interno promovido por materiales porosos puede desempeñar un papel importante en la durabilidad de las estructuras de hormigón.

AGRADECIMIENTOS

Investigación financiada al amparo de la convocatoria: 2021 Proyectos de I+D+I para la realización de pruebas de concepto, Programa Estatal de Generación de Conocimiento y Fortalecimiento Científico y Tecnológico del Sistema de I+D+i y Programa Estatal de I+D+i Orientado a los Retos de la Sociedad. Proyecto PDC2021-121660-I00.

REFERENCIAS

[1] M.H. Alzard, H. El-Hassan, T. El-Maaddawy, M. Alsalami, F. Abdulrahman, A.A. Hassan, A Bibliometric Analysis of the Studies on Self-Healing Concrete Published between 1974 and 2021, Sustainability 14 (2022). https://doi.org/10.3390/su141811646.

[2] D. Lahmann, C. Edvardsen, S. Kessler, Autogenous self-healing of concrete: Experimental design and test methods□A review, Engineering Reports 5 (2023) e12565. https://doi.org/https://doi.org/10.1002/eng2.12565.

[3] V. Cappellesso, D. di Summa, P. Pourhaji, N. Prabhu Kannikachalam, K. Dabral, L. Ferrara, M. Cruz Alonso, E. Camacho, E. Gruyaert, N. De Belie, A review of the efficiency of self-healing concrete technologies for durable and sustainable concrete under realistic conditions, International Materials Reviews 68 (2023) 556–603. https://doi.org/10.1080/09506608.2022.2145747.

[4] Dino-Lite, Dino-Lite Edge AM7915MZTL, (n.d.). https://www.dino-lite.eu/es/am7915mztl (accessed December 12, 2024).

[5] Dino-Lite, N3C-E Extended open cap, (n.d.). https://www.dino-lite.eu/es/products-es/accessories-es/caps-extensions-es/n3c-e-extended-open-cap (accessed December 12, 2024).

[6] Dino-Lite, N3C-L Long cap, (n.d.). https://www.dino-lite.eu/es/products-es/accessories-es/caps-extensions-es/n3c-l-long-cap (accessed December 12, 2024).

[7] V. Luján Taus, Análisis de la succión capilar en hormigones: influencia de distintos parámetros de ensayo, UNCPBA, 2010.

[8] Ludwig Mohren KG, Wassereindringprüfer (Testing tubes), (n.d.). https://www.ludwigmohren.de/index.php/glaeser/glaskatergorie-5/wassereindringprüfer-detail (accessed December 5, 2024).

[9] M. Roig-Flores, P. Serna, Concrete Early-Age Crack Closing by Autogenous Healing, Sustainability 12 (2020). https://doi.org/10.3390/su12114476.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Análise do empacotamento de partículas para otimização da composição de compósitos cimentícios autossensíveis

Camila Tiemi Ozaki e Silva [(1)], João Batista Lamari Palma e Silva [(1)], Rosa Cristina Cecche Lintz [(1)] e Luísa Andréia Gachet [(1)]

[(1)] Faculdade de Tecnologia, Universidade Estadual de Campinas (Unicamp), Brasil.

RESUMO

A preocupação com a grande demanda de recursos naturais na construção civil, fez com que a comunidade acadêmica buscasse cada vez mais materiais alternativos – de reuso ou inservíveis – para substituir esses recursos naturais em compósitos cimentícios. Isso contribui para a economia circular: também almejada nos Objetivos de Desenvolvimento Sustentável (ODS) da Organização das Nações Unidas (ONU). Porém, muitas vezes esses materiais alternativos impactam na resistência e durabilidade desses compósitos, dificultando nas aplicações e na definição de uma composição que resulte em propriedades adequadas para produção em larga escala. Sabe-se que o empacotamento de partículas, ao auxiliar na seleção de corretas proporções e granulometrias dos materiais de forma que os vazios sejam preenchidos, reduzindo a porosidade, melhorando as propriedades reológicas, físicas e mecânicas no estado endurecido. Um dos desafios de compósitos cimentícios autossensíveis (CCA) – aplicados para automonitoramento e integridade de estruturas – é a diminuição de propriedades mecânicas causada pela inserção de materiais condutores. Dessa forma, o presente artigo tem por objetivo simular a composição de argamassas com substituição de agregado miúdo natural por resíduo de lona de freio (CCA *ecofriendly*) a fim de se otimizar a composição da dosagem em busca de melhores propriedades mecânicas. A granulometria e densidade dos materiais (cimento CPV-ARI, areia quartzosa e resíduo moído de lona de freio) foram determinadas para que as simulações de curvas de empacotamento fossem produzidas. Os resultados mostraram que as simulações facilitam a otimização do traço e podem aproximar o uso de CCAs em larga escala.

PALAVRAS-CHAVE: argamassa, resíduo de lona de freio, empacotamento, compósito cimentício autossensível.

1.- INTRODUÇÃO

Cada vez mais pesquisas tem estudado compósitos cimentícios como argamassa e concreto com funções que permitem o monitoramento da estrutura em operação de forma não-destrutiva. Inicialmente, acreditava-se na tecnologia de monitoramento de integridade estrutural (SHM, do inglês *structural health monitoring*) que, por meio de *strain gages* de resistência elétrica, sensores de deformação piezoelétricos ou sensores ópticos acoplados na estrutura, forneceriam a avaliação e monitoramento da estrutura [1].

Porém, o SHM com sensores convencionais pode em alguns casos impactar na durabilidade do compósito; e apresentar baixa sensibilidade; ou seja, os resultados podem não ser representativos da estrutura toda, mas apenas localmente [2]. Dessa forma, os compósitos autossensíveis (CCA's ou SSC's do inglês *self-sensing smart cementitious*) surgem como uma solução para o monitoramento de estruturas.

Num CCA (também chamado de concreto automonitorado, concreto intrinsecamente inteligente e concreto piezorresistivo ou sensível à pressão), além dos materiais convencionais dos compósitos cimentícios, incorporam-se cargas funcionais que aumentam a capacidade de detectar tensões, rachaduras ou danos [3]. Essas cargas são materiais condutivos como grafite [4], microfibra de carbono [5] e nanotubo de carbono [6].

Em contrapartida, o mundo carece cada vez mais de medidas que diminuam a poluição do meio ambiente e o uso de recursos naturais, sendo necessário estimular a economia circular para contribuir com os Objetivos de Desenvolvimento Sustentável (ODS) da Organização das Nações Unidas (ONU). Por isso, estão sendo estudados materiais eletricamente condutivos alternativos e provenientes da reciclagem para serem incorporados aos CCAs. Pode-se citar como exemplo a fibra de carbono reciclada [7], a areia de fundição usada [8] e biocarvões de resíduos da indústria agrícola provenientes do processo de pirólise [9,10].

Um outro resíduo que merece estudos por conta da possível existência de grafite e partículas metálicas existentes no mesmo, é o resíduo de lona de freio, que pode colaborar com a melhoria das propriedades piezoresistivas do CCA. Trata-se de um resíduo da indústria automobilística importante para a segurança veicular que, devido ao desgaste durante o uso, necessita ser trocado usualmente. A destinação desse material é o aterro sanitário, representando um perigo ambiental.

Wang *et al.* [11] investigaram a característica básica e o mecanismo funcional do resíduo de lona de freio aplicado em argamassas. Para isso, o resíduo de lona de freio teve a granulometria reduzida por pirólise e moagem. O agregado miúdo foi substituído por resíduo de lona de freio nas proporções de 0, 3, 5, 10 e 15% em massa. Constataram que a substituição de 10% beneficiou positivamente a resistência à compressão.

Usando a mesma dosagem de Wang *et al.* [11], Silva *et al.* [12] realizou o estudo das argamassas em relação à condutividade e à piezorresistividade. Os resultados demonstraram que a substituição de 40% de areia por lona de freio teve propriedades mecânicas e condutivas balanceadas.

Sabe-se que uma melhor resistência mecânica pode ser atingida com um melhor empacotamento dos componentes da dosagem [13]. Estudar o empacotamento das partículas significa selecionar corretas proporções e tamanhos adequados dos materiais para a mistura, de forma que os vazios maiores sejam preenchidos por partículas menores, e, então, esses vazios sejam preenchidos por partículas ainda menores e assim, sucessivamente, promovendo características reológicas no estado fresco [14].

A partir desses conhecimentos, modelos matemáticos começaram a surgir para simular o empacotamento ideal a partir da distribuição do tamanho das partículas. O modelo de Furnas considera as partículas individualmente (abordagem discreta), enquanto o modelo de Andreassen considera as partículas como distribuições contínuas (abordagem contínua) [13]. Análises comparativas entre os dois modelos foram realizadas e foi verificado que ambos os modelos convergem matematicamente para a mesma equação (Eq.1) e é conhecido como modelo Alfred ou modelo Andreassen modificado [13].

$$\text{CPFT}\ (\%) = \left(\frac{D^q - D_s^q}{D_L^q - D_s^q}\right) * 100 \quad (1)$$

Onde: CPFT é a porcentagem volumétrica de partículas menores que o diâmetro D, D é o diâmetro da partícula, D_L é o diâmetro da maior partícula, q é o coeficiente de distribuição e D_S como sendo o tamanho mínimo da partícula.

O coeficiente de distribuição 'q' é a razão entre agregado e pasta cimentícia. À medida que o módulo de distribuição é reduzido, a areia se torna mais fina e a mistura se torna mais densa. Então, as resistências aumentam exponencialmente à medida que o módulo de distribuição é reduzido. Mas à medida que a areia se torna mais fina, a demanda de água aumenta, sendo necessário mais pasta para compactar os agregados [15]. Ou seja, quanto maior o valor de q, maiores os tamanhos das partículas sendo considerados.

Dessa forma, o presente artigo tem por objetivo simular a composição de argamassas com substituição de agregado miúdo natural por resíduo de lona de freio (CCA *ecofriendly*) a fim de se otimizar a composição da dosagem em busca de melhores propriedades mecânicas. Trata-se de um estudo preliminar aos experimentos para compreender se as propriedades elétricas se mantêm, dados que serão apresentados em outro artigo futuro.

2.- METODOLOGIA

Para averiguar o empacotamento de partículas, foi utilizado o *software* EMMA, programa que auxilia profissionais na otimização de proporções de mistura de compósitos cimentícios. A partir da inserção da distribuição de tamanho das partículas dos materiais brutos e aditivos, o EMMA é capaz de prever a mistura mais favorável desses materiais para produção de compósitos com características alvos [16].

Segundo Silva *et al.* [17], para que o resíduo de lona de freio seja usado, é necessário realizar a moagem, o que pode ser feito por meio de um triturador de mandíbulas, triturador

de facas e moedor. Na Figura 1 é mostrada a granulometria resultante de três etapas de redução.

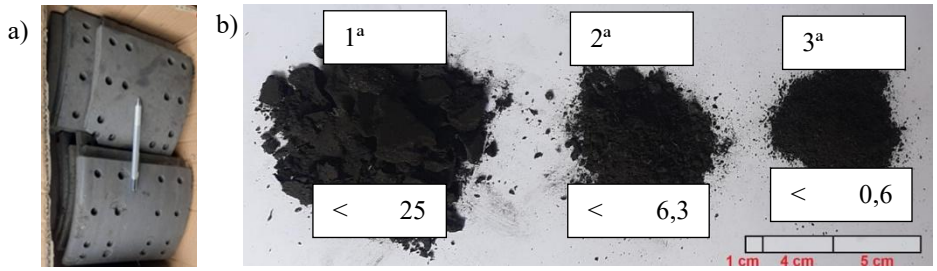


Figura 1. Resíduo de lona de freio (a) após o uso [18] e b) após a moagem em três etapas de redução com as granulometrias resultantes [17].

Dessa forma, com o auxílio dessa ferramenta, a dosagem de Silva [18] – 1 : 2 : 0,45 (cimento : areia : água), traço de argamassa estrutural conforme estabelecido na ABNT NBR 11173:1990 – com substituição de 40% de agregado miúdo por resíduo de lona de freio resultantes da 2ª e 3ª etapas de redução foi investigado a partir das granulometrias dos materiais apresentados no Quadro 1.

Quadro 1. Granulometria dos materiais utilizados para produção das argamassas [17].

Tamanho de partícula (µm)	*Areia %Passante*	*Lona de Freio*	
		2ª moagem %Passante	*3ª moagem %Passante*
6300	99	99	100
4800	99	93	100
2400	96	73	100
1200	94	52	100
600	56	37	99
300	27	26	68
150	7	17	40

Os parâmetros usados no EMMA foram: modelo de Andreassen Modificado (pois considera partículas pequenas), q-*value* = 0,25 (recomendado para argamassas segundo a literatura [19]), máximo e mínimo diâmetro de partícula determinados pelos agregados.

Foi realizada a análise estatística de correlação por Pearson entre os resultados das simulações em comparação ao modelo ideal. A correlação é alta quando o coeficiente é 1 (um) ou -1 (menos um) e insatisfatória quando se aproxima de zero [20].

3.- RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na Figura 2 é mostrada a simulação do EMMA para a dosagem de Silva [18] que usou o resíduo de lona de freio proveniente da terceira etapa de moagem. A curva vermelha é o

modelo ideal de máximo empacotamento e a curva azul é a relacionada à dosagem definida pelo usuário a partir dos materiais adicionados e traço selecionado. O coeficiente de Pearson para este caso da 3ª etapa de moagem (3a) foi de 0,91.

Na Figura 3 é mostrada a simulação do EMMA para a mesma dosagem, porém com uso de resíduo de lona de freio proveniente da segunda etapa de moagem. Nota-se que a curva ficou mais próxima da curva ideal, representando um melhor empacotamento com uso do resíduo com a granulometria proveniente da 2ª moagem ao invés da proveniente da 3ª moagem. Percebe-se que a lona de freio em maior granulometria apresenta melhor empacotamento da dosagem. O coeficiente de Pearson da 2ª moagem (2a) foi de 0,95, indicando assim melhor correlação na comparação aos resultados da 3ª moagem (3a).

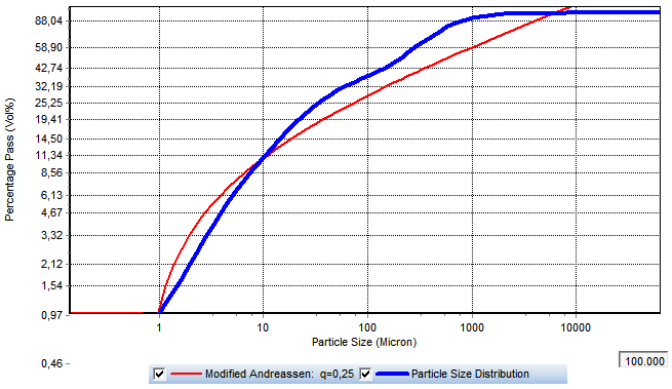


Figura 2. Simulação da dosagem de argamassa com 40% de substituição da areia por resíduo de lona de freio proveniente da 3ª moagem.

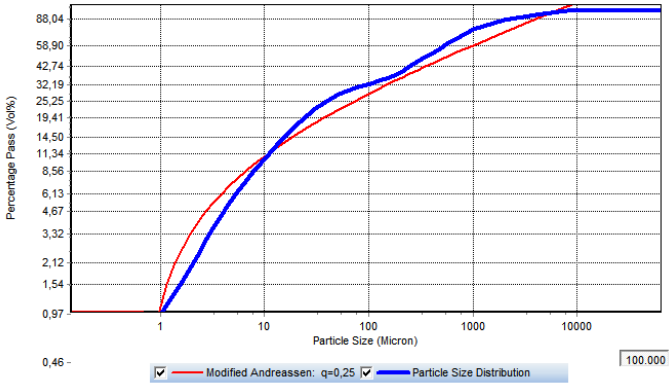


Figura 3. Simulação da dosagem de argamassa com 40% de substituição da areia por resíduo de lona de freio proveniente da 2ª moagem.

Porém, segundo a literatura, partículas menores de materiais condutivos tendem a formar redes condutivas mais eficazes dentro da matriz cimentícia, já que possuem maior área superficial e podem se dispersar de maneira mais homogênea facilitando a formação de

caminhos contínuos para a condução elétrica [21]. Assim, partículas maiores de materiais condutores de eletricidade podem dificultar a criação de um caminho condutivo. Pela granulometria da 2ª moagem ser maior que da 3ª moagem, a condutividade elétrica da argamassa pode ser prejudicada. Portanto, na Figura 4 é mostrado o empacotamento com o uso concomitante de ambas as faixas granulométricas da 2ª e 3ª moagem (2a3a), a qual resultou num coeficiente de Pearson de 0,93.

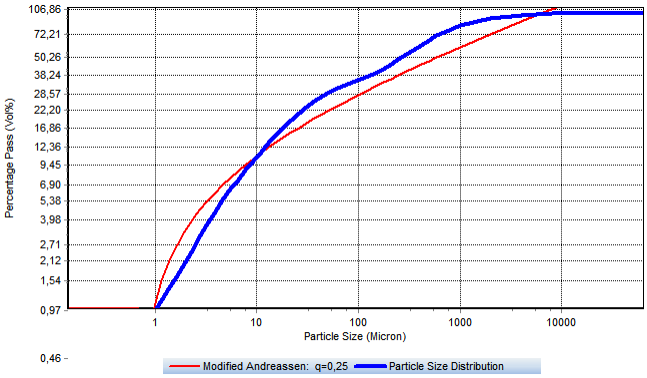


Figura 4. Simulação da dosagem da argamassa com 40% de substituição da areia por resíduo de lona de freio sendo 20% proveniente da 2ª moagem e 20% proveniente da 3ª moagem.

4.- CONCLUSÕES

O presente artigo apresentou o estudo da simulação do empacotamento de partículas em um material CCA produzido com 40% de substituição de areia por resíduo de lona de freio. A partir dos resultados das simulações pode-se dizer que um melhor empacotamento de partículas da argamassa pode ser obtido utilizando resíduo da 2ª etapa de moagem.

Uma vez que é desejável a resistência mecânica e condutividade elétricas balanceadas, a dosagem de resíduo em ambas etapas de moagem numa proporção de 50% para cada granulometria de resíduo pode favorecer. O coeficiente de Pearson corrobora para esse entendimento já que 3a < 2a3a < 2a < 1, em que a correlação com ambas granulometrias (2a3a) aparece intermediária ao uso exclusivo da 2ª moagem (2a, correlação mais forte) e da 3ª moagem (3a, correlação mais fraca) de resíduo.

A partir dessas simulações, serão realizados experimentos para comprovar a melhoria das propriedades mecânicas, além do estudo das propriedades elétricas para avaliar se o empacotamento de partículas mantém ou afeta positivo ou negativamente essa propriedade. Assim, será possível entender também se o software utilizado é uma boa opção para otimização da dosagem para CCAs.

Por fim, reduzir a geração de resíduos e estimular a economia circular permitirá tanto a sustentabilidade ambiental quanto econômica. Pela literatura, percebe-se que os CCAs também podem se beneficiar do uso de materiais inservíveis sem perder significativamente

as propriedades mecânicas ao mesmo tempo que implementa propriedades elétricas ao compósito. O uso de materiais inservíveis em CCAs também aproxima o uso desses materiais em estruturas reais.

AGRADECIMIENTOS

Este trabalho foi financiado pelas agências brasileiras de pesquisa: CAPES - Código Financeiro 001, CNPq - proc. 402704/2023-1 e FAPESP proc. 2022/08986-1 e 2023/05479-4. Os autores também agradecem à equipe do Laboratório de Materiais da FT-Unicamp.

REFERÊNCIAS

[1] Bekzhanova, Z., Memon, S., Kim, J.R. 'Self-Sensing Cementitious Composites: Review and Perspective', Nanomaterials 11 (2355) (2021).
[2] Demircilioğlu E, Teomete E, Ozbulut O.E. 'Characterization of smart brass fiber reinforced concrete under various loading conditions', Construction and Building Materials 265 (120411) (2020).
[3] Han, B., Yu, X., Ou, J. 'Self-Sensing Concrete in Smart Structures' E-book ISBN 9780128006580. Butterworth-Heinemann, 2014. 398 p.
[4] Ozaki e Silva, C.T., Silva, J.B.L.P., Lintz, R.C.C., Gachet, L.A. 'Mortars with addition of powdered graphite: Mechanical and electrical properties', Materials Today: Proceedings (2023).
[5] Marçula, S.C., Silva, J.B.L.P, Silva, C.T.O., Lintz, R.C.C., Gachet, L.A. 'Analysis of Electrical and Mechanical Properties of Self-Sensing Cement Composite with Carbon Microfiber', Materials Research 28(suppl. 1):e20250031 (2025).
[6] Li, X., Feng, Z-g., Cui, C., Wang, Z., Du, W., Li, X. 'Piezoresistive behaviors of self-sensing cementitious composite with well-dispersed carbon nanotube', Construction and Building Materials 474 (141123) (2025).
[7] Segura, I., Faneca, G., Torrents, J.M., Aguado, A. 'Self-sensing concrete made from recycled carbon fibres', Smart Materials and Structures, v. 28, n. 10, 105045, 2019.
[8] Mobili, A., Giosuè, C., Bellezze, T., Revel, G.M., Tittarelli, F. 'Gasification char and used foundry sand as alternative fillers to graphene nanoplatelets for electrically conductive mortars with and without virgin/recycled carbon fibres', Applied Sciences 11 (50) (2020).
[9] Gupta, S., Kashani, A. 'Utilization of biochar from unwashed peanut shell in cementitious building materials—Effect on early age properties and environmental benefits', Fuel Processing Technology 218 (106841) (2021).
[10] Ahmad, S., Tulliani, J.M., Ferro, G.A., Khushnood, R.A., Restuccia, L., Jagdale, P. 'Crack path and fracture surface modifications in cement composites', Fracture and Structural Integrity 9 (34) (2015) 524–533.
[11] Wang, C., Huang, D., Fu, H., Wu, H., Qin, G., Sun, G., Guo, N. 'Effect of Friction Reclaimed Materials of Waste Brake-shoe on Basic Performance of Mortar',

Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed. 32 (3) (2017) 603-610.

[12] Silva, J.B.L.P., Lintz, R.C.C., Gachet, L.A. 'Analysis of the electrical and mechanical properties of cement composite produced with brake lining waste', Advances in Science And Technology 149 (2024) 21-29.

[13] Castro, A.L., Pandolfelli, V.C. 'Revisão: Conceitos de dispersão e empacotamento de partículas para a produção de concretos especiais aplicados na construção civil', Ceramica 55 (2009) 18–32.

[14] Oliveira, C.O., Maciel, G.F., Castro, A.L., Barbosa, M.P., Campos, R.S. 'Impacto do conceito de empacotamento de partículas na dosagem de concretos de alto desempenho', Revista Matéria 23 (1) (2018).

[15] Mane, R., Chaphalkar, N., Patil, S. 'Use of Modified Andreassen Curve in Optimizing Mixes', Trends in Sciences, 19 (14) (2022) 4946.

[16] Abushama, W.J., Tamimi, A.K., Tabsh, S.W., El-Emam, M.M., Ibrahim, A., Mohammed Ali, T.K. 'Influence of Optimum Particle Packing on the Macro and Micro Properties of Sustainable Concrete', Sustainability 15 (14331) (2023).

[17] Silva, J.B.L.P.; Marçula, S.C.; Lintz, R.C.C. E; Gachet, L.A. Caracterização e análise de resíduo de lona de freio para incorporação em compósitos cimentícios. In: Anais do 64º Congresso Brasileiro Do Concreto. Florianópolis, 2023.

[18] Silva, J.B.L.P., Ozaki E Silva, C.T., Marçula, S.C., Ros, P.S., Lintz, R.C.C., Gachet, L.A. 'Self-sensing cement composite based on the piezoresistive effect with brake lining waste', Construction and Building Materials, 456 (2024) 139273.

[19] Raul, B.A.S, Manoel, N.C.P., Vanessa, M.B.N., Gilber, A.F.M, Alyne, L.G.L., Luis, H.P.F. 'Aplicação do software EMMA na análise do empacotamento máximo de partículas utilizando o Metacaulim'. In: XVII Congresso Internacional sobre patologia e reabilitação de construções, 2021, Fortaleza, 1 (2022) 779–786.

[20] Silva, J.B.L.P.; Marçula, S.C.; Lintz, R.C.C. E; Gachet, L.A. 'The Utilization of Pearson's Method to Analyze Piezoresistive Effect in Self-Sensing Cement Composite with Graphite', Materials Research, 25(suppl. 2) (2022) e20220051.

[21] Černý, V., Yakovlev, G., Drochytka, R., Baránek, Š., Mészárosová, L., Melichar, J., Hermann, R. 'Impact of Carbon Particle Character on the Cement-Based Composite Electrical Resistivity', Materials 14 (24) (2021) 7505.

9 - APLICAÇÕES E NOVAS TENDÊNCIAS EM PAVIMENTOS DE BETÃO | APLICACIONES Y NUEVAS TENDENCIAS EN PAVIMENTOS DE HORMIGÓN

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Lajes de betão antigas em edifícios tradicionais de Toutosa

Jorge Pinto[(1)], Anabela Paiva[(1)], Cristina Reis[(2)] e Sandra Pereira [(1)]

[(1)] UTAD e CMADE, Vila Real, Portugal.
[(2)] UTAD e CONSTRUCT, Vila Real, Portugal.

RESUMO

Este trabalho pretende dar um contributo na inventariação de lajes antigas de betão armado de edifícios tradicionais na zona de Toutosa. Estes tipos de elementos estruturais foram aplicados na transição dos pavimentos de madeira para as lajes aligeiradas de vigotas pré-esforçadas de betão armado. Neste trabalho de investigação serão considerados dois edifícios tradicionais que dispõem de lajes de betão armado especiais. As respetivas lajes serão apresentadas e caracterizadas. Foi possível concluir que ainda existem exemplos deste tipo de lajes alternativas, que estas se encontram em bom estado de conservação e que são soluções construtivas de sucesso.

PALAVRAS-CHAVE: lajes de betão armado especiais, betão, construção tradicional, Toutosa.

1.- INTRODUÇÃO

A construção tradicional existente no Norte de Portugal é um legado importante a preservar e a valorizar porque faz parte da cultura de um lugar.

No contexto da falta de habitação, a reabilitação deste tipo de edifícios poderá dar um contributo para a resolução deste problema.

No Norte de Portugal, a construção tradicional assenta nos materiais locais tais como a pedra (e.g. granito e xisto), a madeira e a terra. Contudo, nesta zona, alguma construção de betão armado também já é considerada antiga e tradicional.

É interessante conhecer a dinâmica construtiva no período de transição entre a aplicação de diferentes tecnologias construtivas. Este trabalho é relativo ao período de tempo associado à transição da aplicação dos pavimentos de madeira para a aplicação dos pavimentos de lajes aligeiradas de vigotas pré-esforçadas.

O objetivo principal deste trabalho de investigação consiste em tentar dar um contributo no conhecimento dessa dinâmica construtiva, no interior rural do Norte de Portugal.

Para o efeito, foram estudados dois edifícios de habitação unifamilar localizados na freguesia de Toutosa, do concelho do Marco de Canaveses, do distrito de Porto, Portugal. Esta escolha foi feita por uma questão de simplificação e porque o C-MADE dispõe de um living lab nesta zona. Esta equipa de investigação também tem vindo a dedicar parte do seu trabalho de investigação ao estudo dos edifícios tradicionais localizados em zonas rurais interiores do Norte de Portugal [1-5].

Deste modo, este trabalho está estruturado da seguinte forma. Após esta breve introdução, os edifícios tradicionais de granito desta freguesia são contextualizados. Depois, os dois edifícios adotados como caso de estudo também são apresentados. Na parte seguinte, é dado um enfoque às lajes de betão armado antigas desses edifícios. Finalmente, algumas conclusões são apresentadas.

Concluiu-se que estas lajes são exemplos de soluções estruturais de sucesso e que constituem soluções técnicas de vanguarda aplicadas em zonas rurais do interior Norte de Portugal.

2.- CONTEXTO

Na freguesia de Toutosa existe um rico património de edifícios tradicionais de granito. Na Figura1 mostram-se dois exemplos deste tipo de construção. Geralmente, estes são destinados à habitação unifamiliar e apresentam dois pisos. Os elementos estruturais verticais são paredes de alvenaria de pedra de granito e os pavimentos e a cobertura são de madeira. As coberturas têm quatro águas revestidas a telhas cerâmicas do tipo. Tradicionalmente, as caixilharias dos vãos de porta e de janela também são de madeira. Os edifícios apresentados na Figura 1 são um testemunho destes factos.



Figura 1. Dois exemplos de edifícios tradicionais de granito de Toutosa

3.- CASO DE ESTUDO

Os dois edifícios de granito usados como caso de estudo apresentam-se na Figura 2. Estes edifícios são unifamilares e têm dois pisos.

No passado, ao nível do rés-do-chão, o edifício do Caso de Estudo 1 (Figura 1, lado esquerdo) tinha diferentes tipos de utilização. Havia dois espaços destinados ao abrigo de animais de grande porte (e.g. cavalo, vaca), um espaço para o lagar de vinho, um espaço de garagem e um espaço para arrumos. Por sua vez, o 1º andar era todo ele destinado a habitação de uma família. Atualmente, praticamente mantém-se o mesmo cenário excetuando que os espaços de abrigo de animais e a garagem foram unidos e convertidos num outro espaço habitacional. Ao nível do rés-do-chão, todas as paredes são de alvenaria de pedra de granito. Por sua vez, ao nível do 1º andar, as paredes exteriores também são de alvenaria de pedra de granito, embora as paredes interiores sejam de tabique. O 1º pavimento é constituído por lajes maciças de betão armado, enquanto o 2º pavimento e a cobertura têm estrutura em madeira. Importa acrescentar que o refechamento das juntas das pedras de granito era processado com saibro.

Paralelamente, o edifício do Caso de Estudo 2 (Figura 2, lado direito) dispõe de uma semi-cave utilizada como arrumos e do rés-do-chão destinado a habitação unifamiliar. As paredes resistentes são construídas em alvenaria de pedra de granito (nos dois pisos) e apenas, ao nível do rés-do-chão, as paredes divisórias são de alvenaria de tijolo cerâmico. Os pavimentos são construídos com lajes aligeiradas de betão armado e a cobertura é construída em madeira.



Figura 2. Casos de Estudo 1 e 2

4.- LAJES DE BETÃO ARMADO ANTIGAS

Seguidamente, será dado um enfoque às lajes de betão armado antigas dos edifícios do caso de estudo.

4.1.- Caso de Estudo 1

O edifício do Caso de Estudo 1 foi construído na década de 50. A Figura 3 mostra três painéis de laje de betão armado (L1, L2 e L3) do 1º pavimento.



Figura 3. Painéis de laje L1, L2 e L3

Estes painéis de laje apoiam diretamente nas paredes resistentes de alvenaria de pedra de granito. As dimensões dos respetivos painéis são 1.85 m x 4.00 m, 2.30 m x 4.00 m e 2.30 m x 3.80 m. Nesta fase, não se sabe a espessura destas lajes.

São visíveis as marcas deixadas pelas tábuas de madeira da cofragem e que conferem um ar contemporâneo ao elemento estrutural. Importa referir que a qualidade do acabamento deste pavimento não parece ter sido um aspeto importante dado o tipo de utilização a que o espaço subjacente estava destinado. É possível observar que ocorreram algumas falhas de construção destes elementos estruturais tais como vazios e ninhos de brita de granito (Figura 4, detalhe B) devido a uma compactação deficiente. O uso de inertes de pedaços de elementos cerâmicos também parece ter ocorrido (Figura 4, detalhe A). O uso de armadura lisa também se verifica (Figura 4, detalhe C).

Apesar destes aspetos, não se observam patologias, o que revela que estas lajes maciças de betão armado antigas têm vindo a desempenhar as suas funções e, que por isso, são um caso estrutural de sucesso.

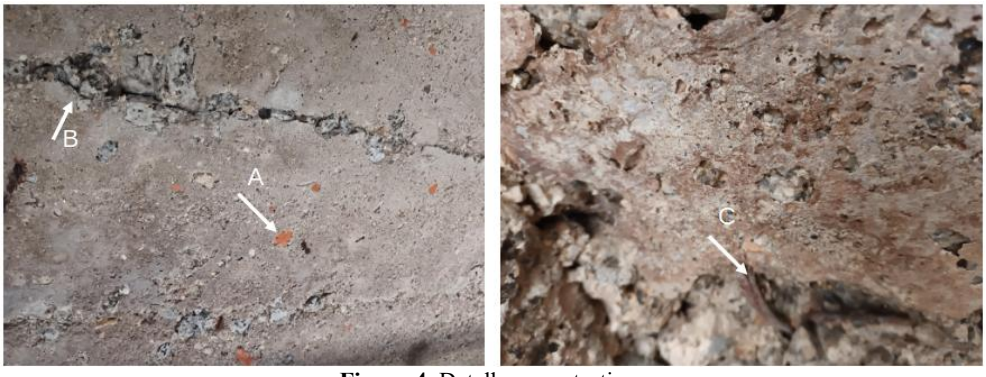


Figura 4. Detalhes construtivos

4.2.- Caso de Estudo 2

O edifício do Caso de Estudo 2 também foi construído na década de 50. O tipo de laje aplicado neste edifício é diferente do referido anteriormente. Neste caso, trata-se de uma versão parecida às das lajes aligeiradas de vigotas pré-esforçadas e que consiste em usar abobadilhas cerâmicas intercaladas com umas nervuras de betão armado usando uma cofragem de madeira ou uma cofragem perdida de elementos cerâmicos. A armadura aplicada é do tipo varão liso de pequeno diâmetro. Comparando com as lajes aligeiradas de vigotas pré-esforçadas atuais, é possível referir que o betão das nervuras não é tão controlado porque é fabricado em obra, a armadura não é de pré-esforço, não tendo sido pré-tensionada. Cada painel é armado numa só direção e apoia-se diretamente nas paredes resistentes de alvenaria de pedra de granito.

A Figura 5 mostra uma destas lajes ao nível do 1º piso. É possível observar que não existem patologias.

Neste caso, existem lajes ao nível do 1º e 2º pisos. Existem painéis com as dimensões de 3.5 m x 4.20 m, 4.0 x 4.5 m e 4.5 m x 4.5 m.

A laje do 1º piso tem uma espessura de cerca de 10 cm, tal como se mostra no pormenor do alçapão da Figura 6 (lado esquerdo). Outro detalhe deste tipo de laje pode ser observado na Figura 6 (lado direito), após ter sido demolida uma parede divisória de tijolo cerâmico. Trata-se de um alinhamento de abobadilhas cerâmicas praticamente no seu estado original.



Figura 5. Tipo de laje do Caso de Estudo 2



Figura 6. Detalhes do tipo de laje do Caso de Estudo 2

5.- CONCLUSÕES

Foram apresentados dois edifícios tradicionais de granito localizados no interior rural do Norte de Portugal que contemplam lajes de betão armado apoiadas diretamente em paredes resistentes de alvenaria de pedra de granito.

Um tipo de laje é maciça de betão armado e o outro tipo é aligeirada com nervuras de betão armado. Ambas contemplam armadura lisa.

Estes dois tipos de lajes parecem ter sido preconizadas no período de transição dos pavimentos de madeira para as lajes aligeiradas de vigotas pré-esforçadas de betão.

Os dois tipos de lajes têm estado em permanente em funcionamento e não apresentam qualquer tipo de patologias mostrando, por isso, que são duas soluções estruturais antigas de sucesso.

Esta informação mostra que, à data da execução, as técnicas de construção utilizadas nestas lajes eram de vanguarda e que estavam a ser aplicadas em território rural interior do Norte de Portugal.

AGRADECIMIENTOS

Este trabalho foi parcialmente financiado pela FCT através do projeto UIDB/04082/2020 (C-MADE).

REFERÊNCIAS

[1] Cardoso R., Pinto J., Paiva A., Lanzinha J. (2015). Tabique Walls Typologies and Building Details in the Alto Douro Wine Region. WSEAS Transactions on Environment and Development, ISSN / E-ISSN: 1790-5079 / 2224-3496, Volume 11, 2015, Art. #11, pp. 95-107.

[2] Miguel Branco-Teixeira et al. (2023). MANUAL DE INOVAÇÃO E SUSTENTABILIDADE. Os Desafios e as Soluções na Reabilitação Urbana 4.0 - Materiais, Tecnologias, Recursos Humanos e Segurança. Universidade Fernando Pessoa e Associação dos Industriais da Construção Civil e Obras Públicas. Editor: Grupo Editorial Vida Económica. Setembro de 2023 pp. 337 ISBN: 9789897689949

[3] Filipe Silva; Sandra Pereira; Anabela Paiva; Cristina Reis, Jorge Pinto. A CONSTRUÇÃO TRADICIONAL NA VILA DE PEDRAS SALGADAS – UM CONTRIBUTO. 5. º Congresso Luso-Brasileiro de Materiais de Construção Sustentáveis. Congresso Construção 2024. CERIS-Instituto de Investigação e Inovação em Engenharia Civil para a Sustentabilidade.

[4] Anabela Paiva, Sandra Pereira, Isabel Bentes, Naim Sedira, Jorge Pinto. Problemática da orientação de fachadas a sul: caso de estudo do edificado no Baixo Tâmega. 2024. V Simpósio de Argamassas e Soluções Térmicas de Revestimento. ISBN 978-989-54499-5-8

[5] Jorge Pinto, Anabela Paiva, Sandra Pereira, Naim Sedira, Ricardo Bento. Argamassas na Meseta Ibérica: um contributo. V Simpósio de Argamassas e Soluções Térmicas de Revestimento. 2024. ISBN 978-989-54499-5-8

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Influence of Steel Fibers Properties on the Design Parameters of Concrete Port Pavements in Spain

Marta Caballero-Jorna[(1)], Carlos Lorenzana[(1)] y Roger Catalán-Parra[(1)]

[(1)] RIMSA Metal Technology, S.L, Pol. Ind. Matacàs, Carrer Armenteres s/n, Nave, 21, 08980 Sant Feliu de Llobregat, Barcelona, España.

RESUMEN

The use of steel fibers as reinforcement for concrete port pavements has been considered in the Spanish regulation (ROM 4.1) since the 1990s. Considering the technical criteria of this type of work and the current sustainability requirements, fibers are a feasible alternative. In this context, the use of a specific type of steel fiber, specifically, hook ends, glued, with a slenderness ≥ 65 and tensile strength greater than 1200 MPa, is highlighted. In the present study, the residual strengths (determined according to UNE-EN 14651) of a type of Fiber Reinforced Concrete (FRC) matrix (C30/37) which is reinforced with three different types of steel fibers are evaluated, to determine the importance of the fiber properties in the mechanical capacity of the selected FRC within the framework of port pavement applications. Two fiber content were selected: 15 and 30 kg/m^3. A comparison is made between the obtained results with the minimum values stipulated in the current regulations. The results show the tensile strength of the fibers is the most remarkable property on the residual strength for crack widths ≥ 3.5 mm, which is a decisive design parameter in port pavements. In addition, the use of high tensile strength steel fibers allows to dosage lower fiber content and/or diminishes the thicknesses of the pavement, facilitating workability and reducing the carbon footprint compared to traditional solutions.

PALABRAS CLAVE: Concrete port pavement, Fiber-Reinforced Concrete (FRC), flexural residual strength, high-strength steel fiber.

1.- INTRODUCTION

Port paving is a highly specialized field, governed by strict regulations and constantly evolving to adapt to increasing traffic demands [1] and sustainability requirements [2,3]. In Spain, specifically, innovations in materials and construction techniques are gradually being incorporated into the current regulations. In fact, the use of metallic fibers as reinforcement for concrete port pavements was considered in the Spanish regulation (ROM 4.1) in the 90s, and in the last version published in 2018 [4], macro synthetic fiber was involved.

Currently, its use is well-stablished in concrete port pavements application due to the benefits they provide. The properties of these infrastructures, which support extreme loads and require very specific designs, are improved in general terms of the ductile capacity and durability [5], shrinkage cracking and reduction of joints [6,7]. For these reasons, they are a feasible alternative to traditional reinforcement and it has been used in many port pavement projects in Spain. For instance, the Raos terminal at the port of Santander, has been designed and built with a metal fiber-reinforced concrete pavement on a soil-cement base; this solution according to technical and sustainability criteria has allowed for optimizing layer thicknesses [8]. Additionally, the construction with FRC with synthetic fibers of ICL's new salt and potash shipping terminal at the Port of Barcelona permitted saving costs (around 50 %) in labor compared to conventional reinforcement, at the execution level, by avoiding the use of pumps for the concrete application, and at long-term, additional savings in the maintenance of the finished pavement due to the absence of corrosion [9].

Despite all these advances, some aspects related to design are restricted, particularly, in terms of selection of the fiber type and content. In this sense, ROM 4.1-18 includes the description of a specific type of steel fiber (hook ends, glued, with a slenderness ≥ 65 and tensile strength greater than 1200 MPa) and, in its section 7.3.9., the following statement: "The fibers shall be incorporated into the concrete mass at one of the mixing stages, with a rate of no less than 30 kg/m^3". It is certain that the catalog with constructive solutions given for the concrete port pavements provides useful information and facilize pre-design to decision-makers at the first stages. However, these clarifications limit the choice of the most appropriate fiber or range of fiber quantities in concrete port pavement construction. In some projects, this content could be reduced using high tensile strength fibers, which are now commercialized into the market and meet the mechanical requirements established, optimizing the design. Additionally, the use of this type of fibers also may reduce the thicknesses of concrete, that suppose a reduction in raw material consumption.

In the present study, the residual strengths (determined according to UNE-EN 14651 [10] of a type of Fiber Reinforced Concrete (FRC) matrix (C30/37) which is reinforced with three different types of steel fibers are evaluated, to determine the importance of the fiber properties (shape and tensile strength) in the mechanical capacity of the selected FRC within the framework of port pavement applications. Furthermore, two fiber content were selected: 15 and 30 kg/m^3. A comparison is made between the obtained results with the minimum values stipulated in the current regulations to constantly pursuing the reduction of the carbon footprint compared to traditional solutions, thus promoting the sustainability and decarbonization of these infrastructures.

2.- MATERIALS AND METHODS

2.1.- Materials and mix design

FRC mixes of this work contained 350 kg/m³ of Portland cement type CEM I 42.5 R SR5, limestone aggregates (two types of gravel and one type of sand), tap water and a superplasticizer, to achieve the same consistency class in all the mixes (S3). Concerning the aggregates, the maximum size was limited to 20 mm in accordance with fiber length. The

water/cement (w/c) ratio was 0.55. The FRCs were produced with the mixed designs presented in Table 23.

Table 23. Mix design used in this work.

Material	*SFRC [kg/m³]*
CEM I 42.5 R SR5	350.0
Gravel (10-20 mm)	352.8
Gravel (4-10 mm)	823.2
Sand (0-4 mm)	668.0
Water	191

The mixing process took place in a planetary concrete mixer with a nominal capacity of 120 l. Each batch had a volume of 100 l of concrete. After mixing all dry components (cement, sand and aggregates), water and additives were added into the mix, and afterwards, fibers were added manually. The mixing processes finished with an additional mixing of 3 min. The total mixing time was 10 min approximately.

Three types of commercial steel fibers were selected in this study. The most relevant properties of these types of fibers used are summarized in Table 24. The code used to identify the fibers are equal to the code used to name the FRC mixes: F-Tensile strength of the fiber-number of hooksH. Two fiber contents were used to reinforce the mixes: 15 kg/m³ and 30 kg/m³. As can be seen, all the selected fibers present similar properties to enable comparisons, except the tensile strength and geometry.

Table 24. Fiber properties used in this work.

	F-1200-1H	*F-1800-2H*	*F-2100-1H*
Raw material	Steel	Steel	Steel
Length [mm]	60	60	60
Diameter [mm]	0.75	0.75	0.75
Aspect ratio	80	80	80
Tensile strength [MPa]	1200	1800	2100

Format 

2.1.- Methods

This study is divided in two parts: the first part consists on the mechanical characterization of the FRC mixes, following the standard UNE-EN 14651. The second part is focused on a simulation which analyze the design of a concrete port pavement with these three reinforcements, considering the typical loads and thicknesses of this field, and the residual values obtained in the first experimental part. Finally, a technical and sustainability study of each alternative is carried out.

2.1.1.- Experimental part: FRC characterization

In this first part, the mechanical evaluation of the FRC mixes was performed to obtain residual strength data $f_{R1,\,m}$, and $f_{R3,\,m}$. Bending tests for determining these post-cracking strengths in six beams of 150 ×150 mm × 600 mm were conducted under a closed-loop system through crack mouth opening displacement (CMOD) rate control. Based on the specifications of the standard EN 14651, the test was conducted using a CMOD rate of 0.05 mm/min up to a crack opening of 0.1 mm, which was subsequently increased to 0.2 mm/min up to a CMOD of 4 mm. Additionally, slump tests and three cubes' specimens of 150 mm × 150 mm were used per batch for assessing the consistency and compressive strength for each mix, according to UNE EN 12390-2 [11] and UNE EN 12390-3:2009 [12]. The consistency class was S3 for all the mixes and the mean results for each type of FRC are shown in the table above (Table 25) with the coefficient of variation (COV) indicated in % in parenthesis.

Table 25. Results of characterization of the different mixes through compression tests.

	Compression strengths [MPa]
F-1200-1H	35.5 (1.7 %)
F-1800-2H	38.4 (5.9 %)
F-2100-1H	37.6 (2.2 %)

2.1.2.- Case of study: simulation of the use of the FRC in concrete port pavement

The second part evaluates the mechanical behavior of these FRCs with three types of steel fibers in concrete port pavements, fulfilling the minimum requirements of ROM 4.1-18. The design of a concrete port pavement with the average loads and thicknesses of ROM 4.1-18 is subsequently reviewed. The verification of ultimate limit state (ULS) was performed using the method described in TR-34 [13], implemented through the Greenslab software from © PPCD ApS. The loads and thicknesses are described in the following table (Table 26):

Table 26. Data considered in the design.

Critical Load	**P_u [kN]**		**Thickness [mm]**	
	Value	*Reference*	Value	*Reference*
Containers: 4 points - 178 × 162 mm² (5 heights)	112.1	ROM 4.1-18, A.4.1.1.	490	ROM 4.1-18, 8.3 table 4
Reach stacker: Contact pressure: 1.09 MPa; Wheel distance: 3030 mm × 11500 mm (4 points)	405.0	ROM 4.1-18, 3.1.2.1.	350	ROM 4.1-18, 8.3 table 5

In addition to the experimental values mentioned above, the following parameters were considered in the design: subgrade modulus k = 0.273 N/mm³, slab dimensions 10000 m² (100 m × 100 m), and shrinkage joint spacing = 20 m.

3.- RESULTS

The mean values of six beams at a dosage of 15 and 30 kg/m³ for each type of FRC are collected in Table 27. Only the residual strengths at crack openings of 0.5 and 2.5 mm (f_{R1} and f_{R3}, respectively) are given, due to their major relevance in design, determination constitutive laws, and quality control of FRCs. The COV is indicated in % in parenthesis.

Table 27. Residual strengths obtained in the present work.

	F-1200-1H		*F-1800-2H*		*F-2100-1H*	
	15 kg/m³	30 kg/m³	15 kg/m³	30 kg/m³	15 kg/m³	30 kg/m³
$f_{R1,\,m}$ [MPa]	1.44 (19%)	2.12 (25%)	2.06 (13%)	5.19 (19%)	2.48 (27%)	6.57 (22%)
$f_{R3,\,m}$ [MPa]	1.21 (24%)	1.93 (28%)	2.00 (17%)	6.01 (24%)	2.82 (35%)	8.48 (23%)

The tensile strength of the fibers directly affects the residual strength of FRC during the cracked stage. By increasing the tensile strength of the fibers, a significant increase in the residual strength is found for crack widths > 0.5 mm. According to the data reported in [14], increasing the tensile strength of the fibers generally leads to an improved behavior of FRC at larger crack widths, but this is also appreciated for small crack widths. Comparing F-1200-1H results to the results of FRC reinforced with F-1800-2H and F-2100-1H, it can be stated that the effect of raising the fiber tensile strength up to 2100 MPa, increases the residual strength more than the effect of the double hook end in the geometry together with the increase of residual strength of the fiber up to 1800 MPa. While a significant contribution from the double-hook geometry to anchorage would be expected, the results suggest that, for crack widths relevant in port pavement design (> 0.5 mm), the anchorage provided by the hooks (both single and double) is sufficient to ensure effective bonding between the fiber and the concrete matrix. This allows the fiber to fully develop its plastic capacity, with the higher tensile strength of the fiber steel ultimately being the dominant

property contributing to the observed residual strengths at these crack widths. This phenomenon indicates that once initial anchorage is established, the inherent capacity of the fiber material to withstand higher tensile stresses becomes the limiting factor in the FRC's behavior at larger crack widths. In addition, it can be seen that the FRC with fibers with a tensile strength of 1200 MPa are the only one that present f_{R3} values lower than f_{R1}, i.e., they do not show an increase on the residual strengths with larger CMOD, in contrast to F-1800-2H and F-2100-1H concretes.

Even though the influence of these factors on FRC behavior has been extensively addressed, the variability of the FRC performance and the prediction of its capacity still have a challenging issue that needs to be solved to encourage the use of FRC for design and construction purposes. These values allowed to perform the calculation of the resilient capacity of the concrete port pavement. All the designs here presented are calculated with the minimum content (30 kg/m^3), stablished in the regulation. Table 28 and Table 29 show the design results, these are, the capacity moments and the flexural failure at the corner and its verification for the two thicknesses studied: 350 and 490 mm, respectively. Design results indicate that critical pavement load is the bending by the container supports, even major than the effect of the reach stacker traffic (in all the cases, lower values of $P_{dis,u}/P_u$). This is consistent with the fact that ROM 4.1-18 establishes greater thicknesses for areas with 5-high container storage (490 mm) compared to the Reach Stacker operating area (350 mm), see Table 26.

Table 28. Results of the design and capacity verification.

Thickness	***h=350 mm***					
Fiber	*F-1200-1H*		*F-1800-2H*		*F-2100-1H*	
Positive Moment [kN/m]	47.52		78.87		83.04	
Negative Moment [kN/m]	38.23		38.23		38.23	
Verification ULS	**$P_{dis,u}$ (kN)**	**$P_{dis,u}/P_u$ (>1)**	**$P_{dis,u}$ (kN)**	**$P_{dis,u}/P_u$ (>1)**	**$P_{dis,u}$ (kN)**	**$P_{dis,u}/P_u$ (>1)**
Container	80.47	0.7	108.36	0.96	120.21	1.07
Reach Stacker	293.73	0.7	395.53	0.98	438.77	1.08

$P_{dis,u}$ = Maximum load capacity; P_u= Load (Table 23)

Table 29. Results of the design and capacity verification.

Thickness	***h=490 mm***					
Fiber	*F-1200-1H*		*F-1800-2H*		*F-2100-1H*	
Positive Moment [kN/m]	93.14		114.50		162.75	
Negative Moment [kN/m]	72.73		72.73		72.73	
Verification ULS	**$P_{dis,u}$ (kN)**	**$P_{dis,u}/P_u$ (>1)**	**$P_{dis,u}$ (kN)**	**$P_{dis,u}/P_u$ (>1)**	**$P_{dis,u}$ (kN)**	**$P_{dis,u}/P_u$ (>1)**
Container	126.68	1.1	192.10	1.6	213.10	1.9
Reach Stacker	473.48	1.2	718.02	2.0	796.50	2.0

$P_{dis,u}$ = Maximum load capacity; P_u= Load (Table 23)

For F-1200-1H and F-1800-2H, the concrete port pavement does not meet the requirements with a thickness of 350 mm and the minimum amount of 30 kg/m^3 required. For F2100-1H, the demand is accomplished with thickness of 350 mm and 30 kg/m^3. However, the requirements are fulfilled for a thickness of 490 mm in all the cases. Based on these results, the quantity of fiber could be reduced for a thickness of 490 mm if F2100-1H is employed and considering that the residual strength obtained with F-1200-1H are equivalent to those obtained with 15 kg/m^3 of F2100-1H. To optimize the constructive solution, following the same methods that were used previously, a minimum thickness for each FRC type is determined, and the alternatives are now compared. If the thickness is reduced from 490 mm (all the alternatives are achieved herein) to its minimum value ($P_{dis,u}/P_u$ = 1), the thickness values obtained are 446 mm, 357 mm, and 335 mm for fibers F-1200-H1, F-1800-H2, and F-2100-H1, respectively. Thus, this supposes savings in terms of material reduction (thicknesses) of more than 20 % compared to traditional steel fibers and hence, it has also an impact in the final and environmental cost of the concrete port pavement.

Regarding emissions, Figure 29 shows the tons of CO_2 eq (A1-A3) for the three studied and optimized alternatives. The simulation was done with the same software that was employed for the structural verification of the concrete port pavement demands (Greenslab). The reference global potential warming (GPW A1-A3 total) employed are 271 kg CO_2 eq/m^3 for concrete and 1.48 kg CO_2 eq/kg of steel fiber [15,16]. More than 60 % of the emissions are due to concrete, so it is crucial to looking forward solutions that reduce the thickness of the slab. The GWP of the F-1200-1H is 1400 tons, while for F-1800-2H and F-2100-1H solutions, it is reduced to 1000 and to 955 tons, respectively. This represents a 26% and a 32% reduction in emissions for these alternatives.

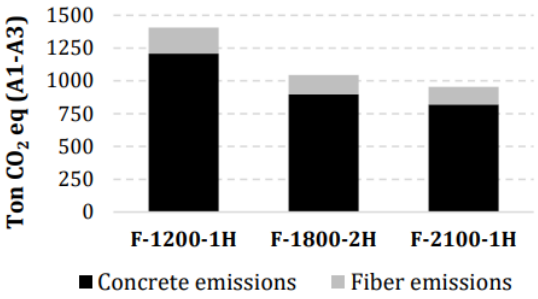


Figure 29. Total GWP of different solutions of FRC for port concrete pavements.

4.- CONCLUSIONS

In this study, the impact of the use of different three steel fibers on the design of concrete port pavements was assessed, following the design criteria of the Spanish regulation (ROM-4-18). To do this, the influence of their properties (tensile strength and geometry) on the residual strengths was evaluated to enable the selection of the most appropriate fiber type and the range of quantities in concrete port pavements, as well as a comparison with the minimum requirements stipulated in current regulations and the implications for optimizing with the TR-34 guidelines. After the mechanical evaluation and design analysis, the following main conclusions can be established:

- Increasing the tensile strength of the fibers led to a significant increase in residual strength for crack widths greater than 0.5 mm. This allows for reduced thicknesses or the implementation of lower fiber dosages, facilitating workability and reducing the carbon footprint compared to the use of traditional steel fiber (or steel bars).

- The tensile strength of the fiber presents a greater impact in the residual strengths and f_{R3}/f_{R1} ratio than the geometry (double hooked end).

- The use of fibers with tensile strength over 1200 MPa can achieve to reduce the thicknesses of the slabs over 20% and consequently, in this case, the carbon footprint over 26%.

REFERENCES

[1] Puertos del Estado, Anual estadístico del Sistema Portuario de Titularidad Estatal, 2023.
[2] Ministerio para la transición ecológica y el reto demográfico, Estrategia Española de Economía Circular. ESPAÑA CIRCULAR 2030, 2018. www.miteco.es.
[3] Sostenibilidad, https://www.puertos.es/estrategia/sostenibilidad/iniciativas-de-economia-circular (accessed June 13, 2025).
[4] Puertos del Estado, Recomendaciones para obras marítimas. ROM 4.1-18, 1ª, 2019.

[5] S. Elbialy, M. Elfarnsawy, M. Salah, A. Abdel-Aziz, W. Ibrahim, An Experimental Study on Steel Fiber Effects in High-Strength Concrete Slabs, Civil Engineering Journal (Iran) 11, 215–229, 2025. https://doi.org/10.28991/CEJ-2025-011-01-013.

[6] G. Tiberti, A. Mudadu, B. Barragan, G. Plizzari, Shrinkage cracking of concrete slabs-on-grade: A numerical parametric study, Fibers 6, 2018. https://doi.org/10.3390/fib6030064.

[7] T. Kniebühler, M. Koob, N. Lingner, J. Minnert, J. Díaz, Quantification of the Crack-Reducing Effect of Fibers on Thin Concrete Slabs Using Polypropylene and Basalt Fibers, in: 2025: pp. 401–410. https://doi.org/10.1007/978-3-031-75507-1_39.

[8] F. Gutiérrez Álvarez, R. Rueda Arriete, C. Minoretti, C. Bartolomé Muñoz, Nueva terminal de contenedores en el Espigón Norte de Raos del Puerto de Santander, Cemento Hormigón 1018, 2023.

[9] Pavimentación de la terminal portuaria de ICL con hormigón reforzado con fibras poliméricas, https://master-builders-solutions.com/es-es/noticias/blog/pavimentacion-de-la-terminal-portuaria-de-icl-con-hormigon-reforzado-con-fibras-polimericas/ (accessed June 13, 2025).

[10] AENOR, UNE-EN 14651:2007+A1. Método de ensayo para hormigón con fibras metálicas. Determinación de la resistencia a la tracción por flexión (límite de proporcionalidad (LOP), resistencia residual), 2008.

[11] AENOR, UNE-EN 12390-2:2020: Ensayos de hormigón endurecido. Parte 2: Fabricación y curado de probetas para ensayos de resistencia, 2020.

[12] AENOR, UNE-EN 12390-3:2009. Determinación de la resistencia a compresión de probetas, 2009.

[13] The Concrete Society, Technical Report 34: Concrete industrial ground floors: a guide to design and construction, 4ª, 2016.

[14] E. Galeote, Á. Picazo, M.G. Alberti, A. de la Fuente, A. Enfedaque, J.C. Gálvez, A. Aguado, Statistical analysis of an experimental database on residual flexural strengths of fiber reinforced concretes: Performance-based equations, Structural Concrete 23, 3140–3153, 2022. https://doi.org/10.1002/suco.202100416.

[15] ITB-EPD Environmental Product Declarations, https://www.itb.pl/itb-epds/ (accessed June 13, 2025).

[16] AENOR, Declaración Ambiental de Producto de hormigones, 2023. www.ieca.com.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Pavimentos intertravados de concreto produzidos com agregados reciclados mistos

Karoline Alves de Melo Moraes[(1)], Jéssica Carolina Vieira da Silva[(1)], Samira Braga Melo[(1)], Flávio Barboza de Lima[(1)], Cássia Vanessa Albuquerque de Melo[(1)], Paulo César Correia Gomes[(1)] e Wayne Santos de Assis[(1)]

[(1)] Centro de Tecnologia, Universidade Federal de Alagoas, Brasil.

RESUMO

Os pavimentos intertravados de concreto são uma solução muito utilizada no contexto de urbanização. No Brasil eles são regulamentados pela NBR 9781/2013 que estabelece uma resistência característica à compressão mínima de 35 MPa. Estudos têm explorado o uso de agregados reciclados de Resíduos de Construção e Demolição (RCD) para a produção de pavimentos, porém uma dificuldade encontrada é o atendimento à exigência de resistência à compressão, especialmente pelo fato de que os agregados reciclados possuem uma porosidade elevada. Nesta pesquisa foi explorado o estudo da produção de pavimentos intertravados de concreto contendo Agregado Reciclado Misto (ARM) proveniente de demolição. Para a dosagem dos concretos utilizou-se o método de Idário Fernandes, que se baseia em um ajuste das curvas granulométricas dos agregados e do módulo de finura da composição. Foram estudadas composições entre agregados naturais e reciclados, tanto na fração miúda (abaixo de 4,75 mm), quanto na fração graúda (fração passante na peneira 6,3 mm e retida na peneira de 4,75 mm), destinadas à produção de algumas misturas. Nas primeiras produções os pavimentos apresentaram uma deficiência de acabamento, de modo que foi incorporado um aditivo que tem a função de auxiliar na moldagem de peças de concreto seco. Ajustes foram feitos também no consumo de cimento e na proporção cimento: agregado. A melhor produção apresentou uma resistência média à compressão aos 28 dias de 24,07 MPa, resultado considerado satisfatório e que evidencia o potencial dos resíduos como um recurso de relevância técnica, econômica e ambiental.

PALAVRAS-CHAVE: Pavimentos intertravados; Concreto; Agregados reciclados.

1.- INTRODUÇÃO

A sustentabilidade tem ganhado destaque na construção civil, setor caracterizado pelo alto consumo de recursos naturais e pela grande geração de resíduos sólidos. Estimativas indicam que, anualmente, entre 2 e 3 bilhões de toneladas de resíduos oriundos de atividades construtivas e demolitórias são produzidas em todo o mundo (Coutinho, 2016). Nesse contexto, a reutilização de resíduos da construção e demolição (RCD) como

agregados reciclados tem se mostrado uma alternativa viável para reduzir os impactos ambientais.

De acordo com a NBR 15116 (ABNT, 2021), os agregados reciclados são categorizados com base na composição predominante dos materiais presentes. O Agregado Reciclado de Concreto (ARCO) é composto majoritariamente por fragmentos de concreto. O Agregado Reciclado Cimentício (ARCI) inclui diversos resíduos de origem cimentícia, como argamassas e blocos pré-moldados, podendo conter pequenas quantidades de cerâmica vermelha. Já o Agregado Reciclado Misto (ARM) é caracterizado por conter uma mistura de resíduos cimentícios e cerâmicos, como tijolos, telhas e outros componentes de alvenaria.

Uma das aplicações promissoras desses resíduos é na produção de pavimentos intertravados, formados por peças pré-moldadas de concreto assentadas sobre base de areia, cuja geometria permite o travamento entre as unidades (Garcia *et al*., 2021). Essa disposição das peças permite resistir à deslocamentos individuais, sejam eles verticais, horizontais ou de rotação em relação ao revestimento (Hallack, 1998). Para a fabricação dessas peças, o concreto deve apresentar consistência seca, conforme recomendado por Fernandes (2016), assegurando resistência adequada e trabalhabilidade.

A NBR 9781 (ABNT, 2013) define os critérios de desempenho das peças de concreto para pavimentação, exigindo resistência mínima à compressão de 35 MPa para suportar tráfego de pedestres, veículos leves e comerciais. Diante disso, o presente trabalho visa investigar o comportamento de pavimentos intertravados produzidos com agregados reciclados mistos, avaliando sua viabilidade técnica e contribuição para a sustentabilidade na construção civil.

2.- PRODUÇÃO DOS PAVIMENTOS

2.1.- Materiais utilizados

Os experimentos empregaram agregados naturais e reciclados. Os reciclados foram obtidos a partir de resíduos de demolição de edificações residenciais de pequeno porte e, conforme análise visual e classificação da NBR 15116 (ABNT, 2021), foram classificados como Agregados Reciclados Mistos (ARM).

Como agregados naturais, utilizou-se areia fina (agregado miúdo) e brita 0 com dimensão máxima de 9,5 mm (agregado graúdo). Já os reciclados foram divididos em agregado miúdo reciclado (AMR) e brita reciclada, também com dimensão máxima de 9,5 mm.

Além dos agregados, foi utilizado cimento CP V ARI (Cimento Portland de Alta Resistência Inicial), e algumas misturas receberam aditivo específico para concreto vibroprensado, processo empregado na moldagem dos pavimentos intertravados.

2.2.- Dosagem das peças

A dosagem do concreto seguiu a metodologia proposta por Fernandes (2013), voltada à produção de blocos e pavimentos intertravados, que requerem concretos de baixa trabalhabilidade e alto nível de compactação.

O método proposto estabelece limites para as curvas granulométricas do conjunto de agregados destinados à produção de concretos para pavimentos intertravados (Fig.1), definindo combinações entre agregados graúdos e miúdos que se ajustem às faixas superior e inferior das curvas de referência.

Além da análise do enquadramento da composição dentro da faixa granulométrica indicada (Fig. 1), o método considera a existência de um módulo de finura ideal, em função da aplicação. No caso dos pavimentos intertravados, o módulo de finura da mistura deve estar entre 3,20 e 3,80.

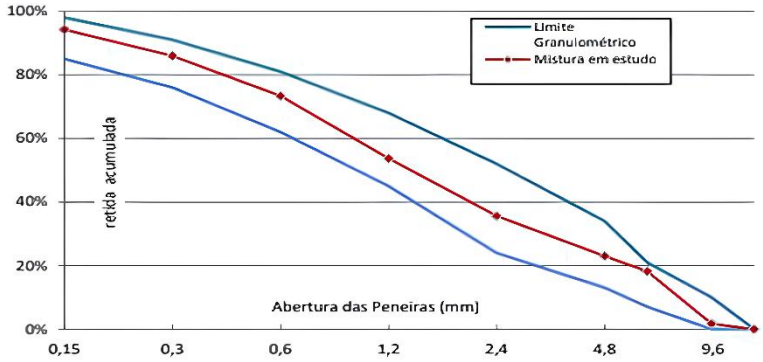


Figura 1. Curva granulométrica de referência
Fonte: Fernandes (2013)

A partir da granulometria individual de cada um desses agregados, foram propostas composições granulométricas analisadas de acordo com os parâmetros de referência estabelecidos por Fernandes (2013).

Tendo em vista a exigência normativa com relação à resistência mecânica para as peças de pavimento e considerando a tendência de redução da resistência decorrente do uso de agregados reciclados, é que optou-se por fazer uma composição entre agregados naturais e reciclados, sejam eles miúdos ou graúdos. Nesse sentido, fixou-se uma composição de 50% de agregado natural e 50% de agregado reciclado, tanto no caso do agregado miúdo quanto no caso do agregado graúdo. Essa proporção foi definida de modo a garantir que a mistura se enquadrasse nos limites da curva granulométrica de referência (Fig. 1).

Outra medida adotada foi um ajuste na granulometria dos agregados graúdos naturais e reciclados, os quais foram passados na peneira de 6,3 mm, eliminando-se a fração retida. Essa medida se deveu ao fato de que em uma primeira produção para ajuste da dosagem,

observou-se uma quantidade excessiva de agregado graúdo na superfície das peças, comprometendo seu acabamento. Para fins de padronização, eliminou-se também a fração abaixo de 4,75 mm. Além disso, definiu-se pela utilização de um aditivo, a fim de facilitar o processo de moldagem e conferir melhor acabamento às peças.

Buscando o enquadramento da composição granulométrica dentro dos limites propostos pelo método de dosagem, foram testados dois traços distintos, conforme apresentado no Quadro 1 e Fig. 2. Para cada traço, empregaram-se dois teores de aditivo: 0,3% e 0,6% em relação à massa de cimento, considerando o total de aditivo, ou seja, sem correção do teor de sólidos.

Quadro 1. Dosagem dos concretos obtidas a partir do Método de Idário Fernandes

Traço	*Proporção entre os agregados*	*Limites granulométricos da composição*	*Módulo de finura da composição*
1:2,54:1,68:0,5	AMN – 30% AMR – 30% AGN – 20% AGR – 20%	Não atende (Figura 2)	3,70 - Atende
1:2,94:1,26:0,5	AMN – 35% AMR – 35% AGN – 15% AGR – 15%	Melhor enquadramento, mas ainda não atende (Fig. 2)	3,32 - Atende

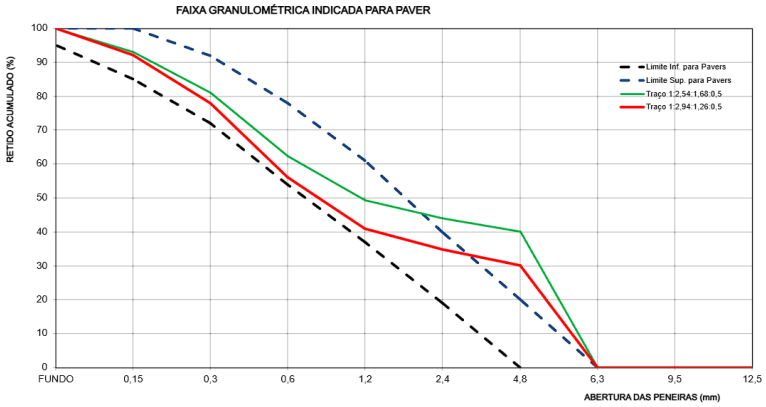


Figura 2. Curvas granulométricas das composições 60% AM e 30% AG, 70% AM e 30% AG

Visando um melhor enquadramento da curva granulométrica, optou-se por incluir os finos (material passante da peneira de 4,75 mm) presentes nos agregados graúdos. Essa decisão se deu pela expressiva quantidade de finos observada no agregado graúdo reciclado, a qual indicava potencial para ajustar a distribuição granulométrica da mistura. A Fig. 3 apresenta o resultado da incorporação desses finos, mantendo-se as mesmas proporções entre agregados do primeiro traço: 60% de agregado miúdo (AM) e 40% de agregado graúdo (AG), podendo-se observar o enquadramento dentro dos limites de Fernandes (2013).

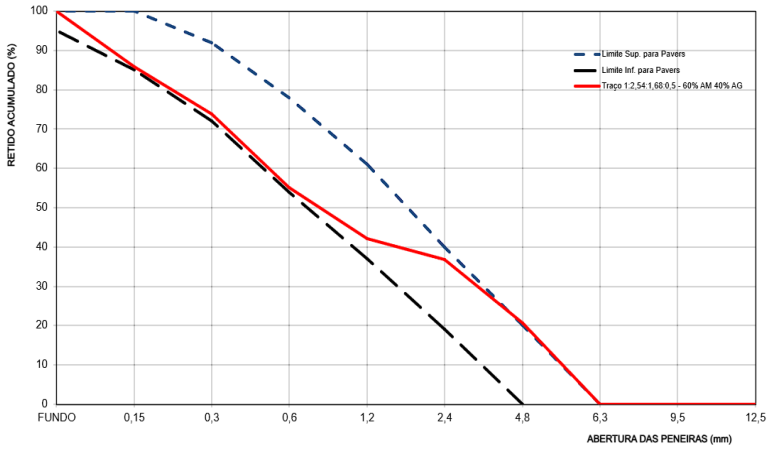


Figura 3. Curva granulométrica da composição 60% AM e 40% AG (incluindo os finos)

3.- RESULTADOS

No Quadro 2 estão os resultados de resistência à compressão das peças de pavimento.

Quadro 2. Resultados de resistência à compressão das peças produzidas

Traço	*Resistência à compressão (MPa)*		
	7 dias	*14 dias*	*28 dias*
60%AM – 40%AG 0,3% aditivo	15,14	19,58	24,07
60%AM – 40%AG 0,6% aditivo	14,86	16,30	21,48
70%AM – 30% AG 0,6% aditivo	19,11	21,62	20,32
60%AM – 40%AG 0,3% aditivo (Incluindo finos)	18,82	22,88	21,85

Observa-se que todos os concretos apresentaram resultados semelhantes de resistência à compressão, acima de 20 MPa. Isso pode indicar que o ajuste da curva totalmente dentro dos limites granulométricos preconizados pode não ser um fator definitivo para o aumento da resistência à compressão. Santos e Ferrari (2019) encontraram em seu trabalho resultados semelhantes ao utilizarem resíduos de PVC (Policloreto de Vinila) como agregado reciclado. Nas Figs 4, 5 e 6 estão mostradas as peças após a moldagem e após o ensaio de resistência à compressão.

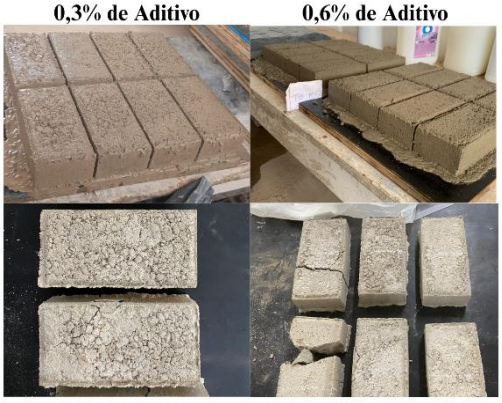


Figura 4. Peças produzidas com a composição 60% AM e 40% AG

O uso de aditivo em maior quantidade (0,6%) possibilitou um melhor acabamento nas peças, as quais apresentaram menor porosidade aparente em relação àquelas com teor menor de aditivo (0,3%).

Na Fig. 5 estão apresentadas as peças com 0,3% e 0,6% de aditivo da composição com 70% AM e 30% AG. Na Fig. 6 estão apresentadas as peças da composição com 60% AM e 40% AG na qual foi incluída a fração fina (abaixo de 4,75) dos agregados graúdos.



Figura 5. Peças produzidas com a composição 70% AM e 30% AG



Figura 6. Peças produzidas com a composição 60% AM e 40% AG incluindo a fração fina

Nas peças com 70% de agregado miúdo e 30% de agregado graúdo também se observou bom acabamento, que pode ser decorrente da maior quantidade de aditivo (0,6%). Entretanto, comparando as peças das Figs 4 a 6 percebe-se que, com a inserção dos finos, a aparência do pavimento não sofreu grandes alterações.

4.- CONCLUSÕES

O estudo permitiu avaliar o desempenho dos concretos produzidos com a substituição de agregados naturais por reciclados na produção de peças para pavimento, bem como a incorporação de aditivos na mistura. A partir dos estudos, foi possível perceber que a granulometria dos agregados e o teor de aditivo são fatores determinantes para a trabalhabilidade e o desempenho mecânico das peças.

As peças produzidas alcançaram resistências à compressão superiores a 20 MPa aos 28 dias, que é um resultado bastante significativo, tendo em vista o uso de agregados reciclados mistos provenientes de demolição. A NBR 9781 (ABNT, 2013) exige uma resistência mínima de 35 MPa tanto para tráfego de pedestre como para veículos leves e comerciais. Entende-se que poderia haver uma distinção em função da solicitação do pavimento, podendo ser requerida uma resistência menor para o tráfego de pedestres. Dessa forma, acredita-se que o produto obtido no presente trabalho tem potencial de utilização a partir de uma revisão das exigências normativas no contexto brasileiro, contribuindo para a reciclagem dos resíduos de construção e demolição. Ao mesmo tempo, novos estudos estão sendo desenvolvidos com o intuito de obter peças com maiores valores de resistência à compressão.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Fundação Universitária de Desenvolvimento de Extensão e Pesquisa (FUNDEPES), que apoiou a realização dessa pesquisa, à Universidade Federal de Alagoas (UFAL), ao Laboratório de Estruturas e Materiais (LEMA) e ao Grupo de Materiais Ecoeficientes para Construção Civil (MECOEFICON) que possibilitaram a execução do presente trabalho.

REFERÊNCIAS

[1] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 9781. Peças de concreto para pavimentação: Especificação e métodos de ensaio. Rio de Janeiro: ABNT, 2013.

[2] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 15116. Agregados reciclados para uso em argamassas e concretos de cimento Portland – Requisitos e métodos de ensaio. Rio de Janeiro: ABNT, 2021.

[3] COUTINHO, C. R. O. Produção de Paver a partir do Compósito de Concreto com Reaproveitamento de Resíduos Sólidos Gerados na Construção Civil. Tese de Mestrado, Centro Universitário de Volta Redonda, Rio de Janeiro, Brasil, 71 p. 2016.

[4] FERNANDES, I. D. Blocos e Pavers: produção e controle de qualidade. 4. ed. São Paulo: Treino Assessoria e Treinamentos Empresariais Ltda., 2013. 200 p.

[5] GARCIA, E. A. M.; LAURINO, G. G.; DIB, L. F. P.; SILVA, E. R. Estudo do Reaproveitamento de Concreto para Produção de Pavers. Trabalho de Conclusão de Curso, Universitária Presbiteriana Mackenzie – Escola de Engenharia, São Paulo, Brasil, 22 p. 2021.

[6] HALLACK, A. Dimensionamento de Pavimentos com Revestimento de Peças Pré-Moldadas de Concreto para Áreas Portuárias e Industriais. Tese de Mestrado, Universidade de São Paulo – Escola Politécnica, São Paulo, Brasil, 116 p. 1998.

[7] SANTOS, A. G.; FERRARI, A. K. Influência do resíduo de PVC como agregado no concreto para peças de pavimentos intertravados. Ambiente Construído, Porto Alegre, v. 19, n. 3, p. 39-51, jul./set. 2019.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Soluciones eco-sostenibles de hormigón con cal para pavimentos continuos

Pablo Plaza [(1)], Antonio Cruces [(1)], Jesús Torrecilla[(1)], José María Ceballos[(1)] y Aurora Cuartero[(1)]

[(1)] Escuela Politécnica, Universidad de Extremadura, España.

RESUMEN

El uso de residuos de la construcción y demolición en obras viales está restringido a aplicaciones puntuales y en muchas ocasiones residuales. Por otra parte, el empleo de hormigones en este tipo de obra se reduce a la aplicación con cemento Portland en los hormigones. No obstante, el uso de hormigones con cal en pavimentos que no requieran una resistencia elevada, tales como acerados o carriles bici, empleando áridos reciclados en su constitución representa una alternativa ventajosa desde el punto de vista económico y desde el punto de vista de la sostenibilidad, planteando soluciones prácticamente neutras en carbono que pueden competir con soluciones tradicionales. Se presentan los ensayos iniciales enmarcados en el proyecto GARNOCEX para la búsqueda de soluciones innovadoras en el uso de áridos de la construcción y demolición en Extremadura.

PALABRAS CLAVE: economía circular, residuos de construcción y demolición (RCD), hormigones eco-sostenibles.

1.- INTRODUCCIÓN

Los residuos de construcción y demolición (RCD) son uno de los principales flujos de residuos a nivel mundial, que supone aproximadamente un 40% del total de residuos generados en la Unión Europea, llegando hasta un 65% si se incluyen los residuos de minería y explotación en canteras [1]. La variabilidad en el uso de materiales reciclados, así como las diferencias en las normativas técnicas sobre la utilización de materiales procedentes de estos residuos conlleva que las tasas de reciclaje en el seno de la Unión Europea sean muy diferentes, con tasas que superan el 90% en algunos países, mientras que en otros se encuentra por debajo del 15% [2].

Estos datos ponen de manifiesto que es necesario establecer otras aplicaciones para estos materiales reciclados con el fin de potenciar su uso e integración en la economía comunitaria, siguiendo el modelo de economía circular en el que este tipo de residuos tiene un gran potencial de implementación [3].

Debido a las limitaciones normativas para aplicaciones estructurales, la utilización en obras de carreteras se convierte en una alternativa que permite en ciertos casos reutilizar el 100% del material reciclado [4]. Concretamente, la aplicación en pavimentos de materiales como áridos de hormigón o asfálticos han demostrado que es posible igualar o mejorar las propiedades de un pavimento fabricado con materiales tradicionales [5]. Sin embargo, el uso del cemento portland puede suponer un inconveniente, ya que este material es responsable de casi el 90% de las emisiones que produce la fabricación de hormigón [6]. Con el objetivo de reducir las emisiones asociadas al conglomerante, una alternativa que utiliza materiales normalizados es el uso de cal, ampliamente utilizada en estabilizaciones [7,8]. Sin embargo, es también posible su uso en hormigones como sustitución parcial del cemento, lo que reduce la huella de carbono sin comprometer las prestaciones del material [9–11]

El objetivo de este trabajo es el diseño de hormigones no estructurales con materiales que reduzcan la huella de carbono y permitan el reciclaje de residuos de construcción y demolición.

2.- MATERIAL Y MÉTODO

2.1.- Materiales

Los áridos utilizados en este trabajo se muestran en la Figura 28. En este caso, se han evaluado 2 fracciones de árido grueso procedente de cantera, con fracciones 6/12 mm (gN) y 12/20 mm (GN). Respecto al árido fino, se han escogido una arena de río (AR) y una arena procedente del machaqueo de hormigón (AH), ambas con fracción 0/6 mm.



Figura 28. Áridos

Con respecto a los conglomerantes, se ha utilizado un cemento normalizado acorde con la norma EN 197-1 [12], tipificado como CEM II/B-L 32.5N. En el caso de la cal, se ha escogido una cal hidráulica natural tipificada como NHL-5. Por último, para reducir la cantidad de agua necesaria para el amasado y garantizar la resistencia de las mezclas diseñadas, se ha incluido un aditivo reductor de agua de alta actividad (superplastificante) SikaPlast-200R

2.2.- Diseño de mezclas y parte experimental

Con los materiales definidos en el apartado anterior se ha realizado la fase inicial de la campaña experimental, que evalúa la influencia de la proporción de cal respecto al total de

conglomerante en la trabajabilidad y la resistencia a corto plazo. En este caso se han diseñado 6 mezclas mediante el método de dosificación de Carlos de la Peña [13], que contienen desde un 0% hasta un 100% de cal con respecto al total del conglomerante. El resto de parámetros elegidos para el diseño de las mezclas han sido:

- Contenido total de conglomerante: 300 kg/m^3.
- Relación a/c efectiva: 0.55 para el cemento y 0.65 para la cal.
- Resistencia objetivo: 20 MPa
- Consistencia: plástica – blanda
- Contenido de aditivo superplastificante: 1.75% del peso de conglomerante.

Con el fin de tener la misma cantidad de agua disponible durante el amasado, se añade la cantidad de agua correspondiente a la absorción de los áridos. Los resultados de la dosificación se muestran en la Tabla 4.

Tabla 4. Dosificación.

Componente (kg/m3)	Mezcla					
	HR-0/0	HR-20/0	HR-40/0	HR-60/0	HR-80/0	HR-100/0
AR	1094.53	1082.43	1070.34	1058.24	1046.15	1034.05
gN	324.84	321.40	317.97	314.53	311.09	307.66
GN	591.22	584.96	578.71	572.45	566.20	559.95
Agua	189.93	195.66	201.40	207.13	212.86	218.59
Cemento	300.00	240.00	180.00	120.00	60.00	0.00
Cal	0.00	60.00	120.00	180.00	240.00	300.00
SP	5.25	5.25	5.25	5.25	5.25	5.25

Nota: AR: arena de río, gN: gravilla natural, GN: grava natural, SP: superplastificante

Una vez diseñadas las mezclas se procede a la fabricación de las muestras, que incluyen 15 probetas cúbicas de dimensiones 10x10x10 cm y 3 cilindros de diámetro 10 cm y 20 cm de altura. Las probetas cúbicas serán utilizadas para realizar ensayos de resistencia a compresión simple a 3, 7, 28, 91 y 180 días. Los cilindros se utilizarán para realizar ensayo de tracción indirecta a 28 días. Además, durante la fabricación se procederá a realizar el ensayo de consistencia mediante el cono de Abrams y el pesado de los moldes para evaluar la densidad en estado fresco.

3.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1.- Caracterización de áridos

Con el fin de diseñar las mezclas para esta campaña se ha realizado una caracterización previa de los áridos utilizados. Las propiedades estudiadas y los resultados obtenidos se resumen en la **Tabla 5**.

Tabla 5. Propiedades de los áridos

Propiedad	AH	AR	gN	GN
Fracción granulométrica	0/6	0/6	6/12	12/20
Densidad (Mg/m^3)	2.57	2.64	2.77	2.77
Absorción (%)	4.82	0.80	3.56	0.78

Nota: AH: arena de hormigón, AR: arena de río, gN: gravilla natural, GN: grava natural

Como se puede observar, el árido grueso presenta una absorción alta en la fracción 6/12 mm, debido a la cantidad de finos presente en el material de origen al proceder de cantera. Respecto a la fracción fina, ambas arenas presentan un contenido en finos (<0.063 mm) inferior al 1%. Sin embargo, la arena de hormigón presenta una absorción mucho más alta debido a la morfología y composición de las partículas, muchas de ellas conformadas por pasta procedente del residuo de hormigón, lo que concuerda con el análisis presentado por otros autores [14].

3.2.- Propiedades en estado fresco

La Figura 29 muestra el ensayo de consistencia en las mezclas estudiadas en este trabajo. Como se puede observar, conforme aumenta el porcentaje de sustitución de cal, el cono aumenta. Las mezclas HR-0/0, HR-20/0 y HR-40/0 muestran una consistencia plástica, las mezclas HR-60/0 y HR-80/0 presentan una consistencia blanda y la mezcla HR-100/0 sube drásticamente hasta consistencia fluida. Esta diferencia de consistencia se debe a la mayor relación a/c en el caso de la cal, así como su comportamiento durante la hidratación, debido a una mayor demanda de agua [15].







Figura 29. Ensayo de consistencia

Por otro lado, cabe destacar que a pesar de las diferencias en la consistencia todas las mezclas responden adecuadamente en el llenado de los moldes, obteniendo un hormigón compacto que no presenta segregación. Sin embargo, para la mezcla HR-100/0 sería recomendable disminuir ligeramente la cantidad de aditivo o rebajar la relación a/c.

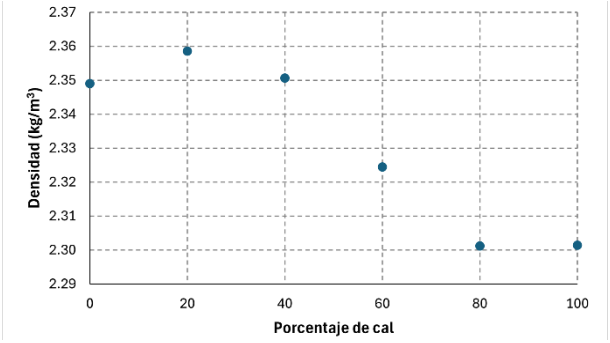


Figura 30. Densidad en estado fresco

Respecto a la densidad en estado fresco, se puede observar en la **Figura 30** el incremento de densidad que se produce para la mezcla HR-20/0 y la posterior disminución conforme aumenta el porcentaje de sustitución de cal, con una disminución de en torno a un 2% para las mezclas con más de un 80% de cal con respecto a la mezcla de referencia (HR-0/0). El comportamiento de las mezclas con menor densidad concuerda con lo encontrada por Malathy, que afirma que el volumen de pasta en el caso de la cal contiene más poros que la pasta de cemento convencional [16]. Además, con el método de dosificación empleado el volumen de arena se ve ajustado con respecto al volumen de pasta, por lo que la masa del esqueleto granular es menor en las mezclas con mayor contenido de cal.

3.3.- Resistencia a compresión

La Figura 31 muestra la resistencia a compresión de las mezclas estudiadas tras 3 días de curado. Como se puede observar, la resistencia disminuye conforme el porcentaje de cal aumenta, obteniendo valores cercanos a 1 MPa para la mezcla HR-100/0, lo que supone una variación media de más de un 90% con respecto a la mezcla de referencia.

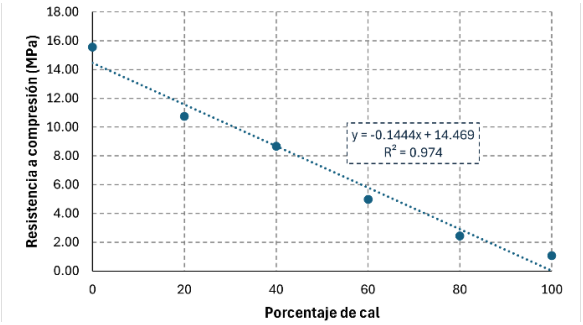


Figura 31. Resistencia a compresión a tres días

El comportamiento de las mezclas responde al proceso de endurecimiento de la cal, que alcanza su máxima resistencia a largo plazo, mínimo a partir de 60-90 días [17,18]. Además, la resistencia esperada es del orden de 4 veces menor para la pasta de cal que para la pasta con el cemento utilizado en este trabajo. Asimismo, el curado de las probetas se ha realizado mediante inmersión en baño termostático, lo cual no permite que el CO_2 del ambiente reaccione con el $Ca(OH)_2$ de la pasta de cal para formar $CaCO_3$ por carbonatación.

Para terminar, todas las mezclas han presentado una forma de rotura satisfactoria acorde con la norma EN 12390-3 [19], si bien las mezclas con altos porcentajes de cal (a partir del 80%) sufrieron pequeños desperfectos durante el desmoldeo. La Figura 32 muestra la forma de rotura de las mezclas con baja proporción de cal (izquierda) y con un 100% de cal (derecha).



Figura 32. Forma de rotura en ensayo a compresión.

4.- CONCLUSIONES

Las principales conclusiones extraídas de estos ensayos preliminares se muestran a continuación:

- Los áridos reciclados presentan una absorción mayor, así como una densidad ligeramente inferior. Todos los áridos analizados cumplen las prescripciones para la fabricación de hormigón.

- La consistencia del hormigón varía conforme aumenta el porcentaje de cal debido al aumento de la relación a/c.
- La densidad del hormigón es estado fresco aumenta ligeramente para porcentajes pequeños de sustitución de cal debido a una mejora en la trabajabilidad. A partir del 40% la densidad disminuye debido a la menor densidad de la cal y la menor cantidad de arena en la mezcla.
- La resistencia a compresión disminuye linealmente conforme aumenta el porcentaje de sustitución de cal.

5. CONTINUACIÓN DE LA CAMPAÑA EXPERIMENTAL

A raíz de los resultados obtenidos en este inicio de la campaña experimental, se plantean a continuación los ensayos y aplicaciones enmarcados en el proyecto:

- Inclusión de los áridos reciclados para evaluar el comportamiento de mezclas que incluyan simultáneamente cal y áridos alternativos.
- Propuesta de dosificaciones con otra proporción de aditivo y/o relación a/c para obtener hormigones con consistencia plástica que contengan además altos porcentajes de cal.
- Estudio de la influencia del método de curado, evaluando la influencia de la cantidad de CO2 disponible en las mezclas con altas cantidades de cal.
- Construcción de tramos de prueba para monitorizar el comportamiento frente a cargas de tráfico y acciones climáticas.

AGRADECIMIENTOS

La presentación de este trabajo ha sido posible gracias a la financiación del proyecto Garnocex, impulsado desde la Junta de Extremadura junto con Extremadura CITOP y la Universidad de Extremadura y en colaboración de empresas del sector: Reciclados Extremeños, S.L., Arapasa de Residuos, S.A., Reciclados Caceres Sur S.A. - recycled systems y Antolín Gómez Vellerino, S.L

REFERENCIAS

[1] Eurostat, 2020 Waste statistics

[2] Calvo N, Varela-Candamio L and Novo-Corti M I 2014 A Dynamic Model for Construction and Demolition (C&D) Waste Management in Spain: Driving Policies Based on Economic Incentives and Tax Penalties *Sustainability* **6** 416–35

[3] López Ruiz L A, Roca Ramón X and Gassó Domingo S 2020 Economía circular en el sector de los residuos de construcción y demolición: Análisis de iniciativas en España *Proceedings from the 24th International Congress on Project Management and Engineering (Alcoy, July 2020)* (Asociación Española de Ingeniería de Proyectos (AEIPRO)) pp 1320–34

[4] Tatýrek V and Měšťanová D 2021 Use of recycled materials in road construction *Bus. IT* **XI** 54–60

[5] Firoozi A A and Firoozi A A 2023 Advancing Pavement Sustainability with Recycled Materials *J. Civ. Eng. Urban.* **13** 85–93

[6] Plaza P, Sáez del Bosque I F, Frías M, Sánchez de Rojas M I and Medina C 2021 Use of recycled coarse and fine aggregates in structural eco-concretes. Physical and mechanical properties and CO2 emissions *Constr. Build. Mater.* **285** 122926
[7] Beja I, Motta R and Bernucci L 2020 Application of recycled aggregates from construction and demolition waste with Portland cement and hydrated lime as pavement subbase in Brazil *Constr. Build. Mater.* **258** 119520
[8] Mohammadinia A, Arulrajah A, Haghighi H and Horpibulsuk S 2017 Effect of lime stabilization on the mechanical and micro-scale properties of recycled demolition materials *Sustain. Cities Soc.* **30** 58–65
[9] Mohammadifar L, Miraki H, Rahmani A, Jahandari S, Mehdizadeh B, Rasekh H, Samadi P and Samali B 2022 Properties of Lime-Cement Concrete Containing Various Amounts of Waste Tire Powder under Different Ground Moisture Conditions. *Polymers* **14**
[10] Garcia-Troncoso N, Xu B and Probst-Pesantez W 2021 Development of Concrete Incorporating Recycled Aggregates, Hydrated Lime and Natural Volcanic Pozzolan *Infrastructures* **6**
[11] Verma M, Chouksey A, Meena R and Singh I 2023 Analysis of the properties of recycled aggregates concrete with lime and metakaolin *Mater. Res. Express* **10**
[12] Asociación Española de Normalización 2011 *UNE-EN 197-1. Cemento. Parte 1: composición, especificaciones y criterios de conformidad de los cementos comunes* (AENOR)
[13] de la Peña C 1955 *Dosificación de hormigones* (Madrid: Instituto Eduardo Torroja de la Construcción y del Cemento)
[14] Cartuxo F, De Brito J, Evangelista L, Jiménez J R and Ledesma E F 2016 Increased Durability of Concrete Made with Fine Recycled Concrete Aggregates Using Superplasticizers *Materials* **9**
[15] Holland N, Nichols A and Nichols J 2012 *THE USE OF LIME IN CONCRETE AS A CEMENT REPLACEMENT, CHANGE IN PHYSICAL PROPERTIES*
[16] Malathy R, Shanmugam R, Dhamotharan D, Kamaraj D, Prabakaran M and Kim J 2023 Lime based concrete and mortar enhanced with pozzolanic materials – State of art *Constr. Build. Mater.* **390** 131415
[17] Garijo L, Zhang X, Ruiz G and Ortega J J 2020 Age effect on the mechanical properties of natural hydraulic and aerial lime mortars *Constr. Build. Mater.* **236** 117573
[18] Apostolopoulou M, Armaghani D J, Bakolas A, Douvika M G, Moropoulou A and Asteris P G 2019 Compressive strength of natural hydraulic lime mortars using soft computing techniques *3rd Int. Conf. Struct. Integr. ICSI 2019 2-5 Sept. 2019 Funchal Madeira Port.* **17** 914–23
[19] Asociación Española de Normalización 2020 *UNE-EN 12390-3. Ensayos de hormigón endurecido. Parte 3: Determinación de la resistencia a compresión de probetas.* (AENOR)

Soluciones sostenibles con hormigón romano para la construcción de infraestructuras viarias sobre coladas recientes de lava. El caso del volcán de Tajogaite (2021), La Palma, España

Amílcar José Cabrera García[(1)]Víctor Manuel Cabrera García[(2)] y J.M. Cáceres[(3)]

[(1)]Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Ingeniero Civil e Ingeniero Técnico de Obras Públicas. Funcionario de carrera del Cabildo Insular de La Palma, España.
[(2)]Dr. Arquitecto. Docente e investigador del Departamento de Construcción Arquitectónica. Escuela de Arquitectura. Universidad de Las Palmas de Gran Canaria. España.
[(3)]Departamento de Ingeniería Industrial, Universidad de La Laguna (Tenerife), España.

RESUMEN

La investigación aborda el uso del hormigón de cal (hormigón romano) en la reconstrucción de las infraestructuras viarias afectadas por la erupción del volcán de Tajogaite en 2021, en la Isla de La Palma. A partir de una óptima formulación de este tipo de hormigón constituido con áridos derivados del machaqueo y clasificación de las coladas de lava, cal viva, ceniza volcánica y salmuera, se consigue garantizar la resistencia mecánica adecuada para dar cumplimiento a las normativas estructurales y legislativas vigentes referidas a las infraestructuras viarias. A través de ensayos físicos y mecánicos, incluyendo pruebas a altas temperaturas (100-600 ºC), se evalúa el rendimiento del material en condiciones extremas en la capa de rodadura de la carretera LP-213 "Puerto Naos" entre los barrios de La Laguna y Las Norias, dentro de los TT.MM. de Los Llanos de Aridane y Tazacorte, obra ejecutada dentro del plan de recuperación de infraestructuras afectadas por el episodio volcánico.El hormigón romano, al incorporar salmuera como componente, reacciona con materiales volcánicos y cal viva, generando un fraguado acelerado provocado por la rápida pérdida de humedad impulsada por las altas temperaturas existentes. Este proceso da lugar a un material de baja conductividad térmica.

PALABRAS CLAVE:hormigón romano, resistencia térmica, conductividad térmica, salmuera, coladas de lava.

1.- INTRODUCCIÓN

La planificación de la reconstrucción tras la erupción del Tajogaite (La Palma, 2021) integra estrategias de sostenibilidad que implican la valorización de residuos volcánicos y el máximo aprovechamiento de materiales autóctonos para reducir la dependencia de recursos externos.La durabilidad del hormigón romano ha despertado un renovado interés en el ámbito de los materiales sostenibles, especialmente en contextos de reconstrucción tras desastres naturales. Su singular capacidad de autorreparación [1], observada en

ambientes extremos, lo convierte en una referencia para el desarrollo de nuevas tecnologías constructivas adaptadas a entornos volcánicos.Estudios recientes [2] han demostrado que el uso de cal viva en la mezcla original romana permite la formación de compuestos como tobermorita y phillipsita, gracias a un proceso denominado *hotmixing*. Este mecanismo genera clastos de cal que reaccionan con agua incluso años después del fraguado, permitiendo el sellado de fisuras y una cohesión estructural duradera [3] [4].

El empleo de hormigón de base cálcica se justifica por su elevada resistencia a temperaturas extremas (100–600 °C), unido a una eficiente disipación térmica. Estas propiedades se atribuyen a la formación de fases minerales estables a alta temperatura en su matriz cementante, entre las que destaca la tobermorita. Su presencia —documentada en estudios del hormigón romano en entornos marinos— refuerza la estructura interna del hormigón y mitiga la propagación de grietas bajo tensiones térmicas. Asimismo, el hormigón de base cálcica tiene la capacidad de autorreparación de daños microscópicos causados por ciclos de calor: al generarse una fisura, los componentes cálcicos residuales reaccionan con la humedad formando compuestos cementantes (p. ej., carbonato cálcico) que rellenan la grieta y restablecen la continuidad del material. La combinación de alta estabilidad termomecánica y capacidad de autosanación se traduce en una mayor durabilidad de estas estructuras.

Inspirados por estas propiedades, se ha propuesto su aplicación en obras de reconstrucción en La Palma, tras la erupción del volcán Tajogaite, mediante la formulación de un hormigón híbrido con cal hidráulica, cemento Portland de baja emisión y áridos volcánicos locales.Asu vez, la utilización de salmuera residual de desalinizadoras como fluido de amasado permite una gestión eficiente del recurso hídrico en un entorno insular [5]. La reinterpretación moderna del hormigón romano, adaptada a los recursos y condiciones locales, ofrece una alternativa viable, duradera y sostenible para infraestructuras en zonas volcánicas activas.

2.- OBJETIVOS

El objetivo principal de esta investigación es realizar un estudio empírico sobre el uso del hormigón romano como pavimento rígido en infraestructuras viarias construidas sobre coladas calientes de lava, utilizando materiales pétreos procedentes del volcán “Tajogaite” 2021 en la isla de La Palma, Islas Canarias. En este contexto, se propone adoptar un modelo de desarrollo sostenible en la construcción de estas infraestructuras lineales, empleando ecomateriales, capaces de soportar las altas temperaturas presentes.

Se establecen los siguientes objetivos específicos:

- Planificar y caracterizar los materiales para la dosificación del hormigón romano y su empleo como pavimento rígido en las infraestructuras viarias a construir sobre campos de lavas calientes originados por el volcán “Tajogaite”.

- Analizar los resultados de los ensayos mecánicos, conductividades y dispersiones térmicas del hormigón romano, evaluando sus funciones como aislamiento térmico rígido y sus efectos.

3.- MATERIALES Y METODOLOGÍA

3.1.- Materiales empleados en el hormigón romano

3.1.1.- Ceniza volcánica

La ceniza emitida por el volcán Tajogaite tiene textura arenosa y una distribución granulométrica pobremente graduada, que limita su capacidad de compactación. Presenta un tamaño de partícula comprendido entre 50 y 800 μm y un diámetro medio de 212 μm.

3.1.2.- Áridos volcánicos

En el marco del Plan de Reconstrucción de La Palma tras la erupción del volcán Tajogaite, los áridos empleados provienen de la trituración y clasificación granulométrica controlada de las coladas de lava solidificadas.

3.1.3.- Conglomerantes:cal y cemento

La incorporación de cal (en particular hidráulica NHL5) en el hormigón romano mejora su durabilidad, trabajabilidad y capacidad de autosanación [6]. El cemento utilizado corresponde al tipo Portland CEM I 42,5 R-SR3, seleccionado por su elevada resistencia mecánica inicial y rápido proceso de fraguado, cualidades determinantes para la pronta puesta en servicio y la estabilidad estructural. Su bajo contenido en aluminato tricálcico ($Ca_3(AlO_3)_2$) proporciona, además, una elevada durabilidad frente a medios químicamente agresivos.

3.1.4.- Salmuera

Como agua de amasado se aprovechó la salmuera residual proviene de las plantas desaladoras portátiles desplegadas en Puerto Naos durante la fase de emergencia desencadenada tras la erupción volcánica. Por su elevada concentración de sodio (20960 ppm) y presentar un contenido de cloruros óptimo (37594.2 ppm), la salmuera promueve la durabilidad del material sometido a condiciones extremas,como las coladas volcánicas recién solidificadas.

3.2.- Dosificación del hormigón romano

Marco Vitruvio Polión (Vitruvio), arquitecto romano del siglo I a.C., documentó detalladamente la dosificación del *opus caementicium* (hormigón romano) en su célebre tratado *De Architectura* (Libro II, Capítulo IV) [7], una referencia técnica fundamental para la arquitectura y la ingeniería de los siglos posteriores. Vitruvio destacó la calidad de la cal como aglomerante, describió los distintos tipos de áridos (arena, grava y piedra) e indicó la adición de puzolana para mejorar la resistencia y durabilidad del hormigón, especialmente en estructuras expuestas al agua marina. En lugar de establecer una proporción única e invariable, propuso distintas dosificaciones en función de la naturaleza de los materiales y del uso previsto del hormigón.

La dosificación del hormigón romano empleado en este estudio se ha llevado a cabo mediante el método de Fuller [8] y Bolomey [9], fundamentales para optimizar la composición del hormigón adaptándose al uso de áridos volcánicos reciclados.En nuestro caso particular, hemos ajustado la curva granulométrica para mejorar la compactación de la mezcla en la dosificación que se ha tomado como óptima. [**Tabla 1]**.

Tabla 1. Curva granulométrica. Combinación de distribuciones de cada fracción de árido según su porcentaje en la mezcla. Fuente: elaboración propia.

Tamiz (mm)	0/6 mm (23.59%)	6/12 mm (33.35%)	12/20 mm (43.06%)	Total % pasa	Curva Fuller	Curva Bolomey
20	23.59	33.35	43.06	100.00	100	100
16	23.59	33.35	34.45	91.39	89.40	90.29
12	23.59	33.35	8.61	65.55	77.50	79.26
10	23.59	30.02	2.15	55.76	70.70	73.05
8	23.59	20.01	0	43.60	63.20	66.19
6	23.59	5.00	0	28.59	54.08	58.39
4	22.41	1.67	0	24.08	44.70	49.14
2	16.51	0	0	16.51	31.60	37.09
1	11.80	0	0	11.80	22.40	28.57
0.5	7.08	0	0	7.08	15.80	22.55
0.25	3.54	0	0	3.54	11.20	18.29
0.125	1.18	0	0	1.18	7.90	15.27

Con estos métodosse busca optimizar la distribución de tamaños de partículas para obtener una mezcla con buena trabajabilidad y densidad ‘Fig. 1’. Sin embargo, es importante notar que las mezclas ajustadas a Fuller tienden a ser ásperas, con mayor proporción de áridos gruesos, lo que las hace más adecuadas para estructuras de hormigón en masa. Por ello, se han realizado unos ajustes entorno al 4% en árido grueso, así como la adición de mayor proporción de ceniza volcánica (actuando como puzolana) y de agua, que aseguran una distribución óptima de partículas, crucial para resistir las tensiones térmicas.

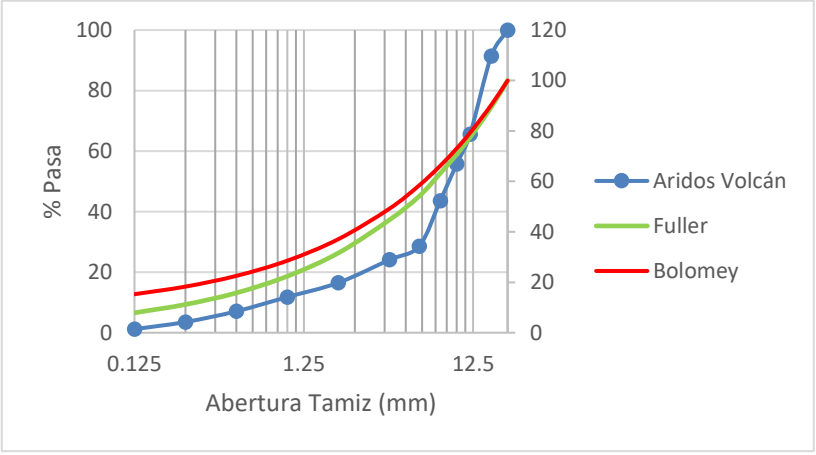


Figura 1. Combinación de distribuciones de cada fracción de árido según su porcentaje en la mezcla. Fuente: elaboración propia

Si bien ambos métodos ofrecen un equilibrio entre resistencia mecánica y adaptación a las condiciones ambientales, el de Bolomey ofrece mayor flexibilidad para incorporar áridos heterogéneos [**Tabla 2**].

Tabla 2. Dosificaciones estudiadas para la configuración del hormigón romano. Fuente: elaboración propia.

Dosificaciones	Áridos(kg/m^3)				Cal (kg/m^3)	Cemento (k/m^3)	Salmuera (l/m^3)
	Ceniza	(0/6)	(6/12)	(10/20)			
1/1.3	525	131	437	364	404	200	180
1/1.4	569	87	437	364	406	200	195
1/1.5	612	44	437	364	408	200	210
1/1.6	656	73	364	364	410	200	220
1/1.7	**700**	**175**	**219**	**364**	**250**	**200**	**276**
1/1.8	729	146	219	364	405	200	260

La dosificación **1/1.7** se eligió por su **alta salinidad** (mayor volumen de salmuera por m^3), que reduce la conductividad térmica al limitar la transferencia de calor [10]. Además, su curva granulométrica se ajusta óptimamente a los modelos de Fuller y Bolomey, logrando homogeneidad al incrementar finos (ceniza/arena) que compactan la estructura. A su vez, la relación salmuera/conglomerante (0.67) se aproxima a los estándares de hormigones hidráulicos (0.45-0.60), asegurando durabilidad y cohesión.

4.- RESULTADOS Y DISCUSIÓN

4.1.- Capacidad resistente.

Las pruebas de rotura a compresión de las probetas realizadas en laboratorio(15 cm de diámetro por 30 cm de alto) a 7, 28 y 42 días revelan un incremento progresivo de la resistencia mecánica, alcanzando valores superiores a 18,9 MPa a los 42 días. [**Tabla 3]**. Este comportamiento se atribuye a la reacción puzolánica prolongada, donde los silicatos de la ceniza interactúan con el agua salina, formando compuestos como la tobermorita aluminosa que refuerzan la matriz.

Tabla 3. Rotura de probetas del hormigón romano. Dosificación 1/1.7.
Fuente: laboratorio ICINCO S.A.

Edad hormigón (días)	Carga de rotura (kN)	Tensión de rotura (N/mm^2)	Tensión media (N/mm^2)	Recorrido
7	256,65	10,3	11,4	20%
7	314,68	12,6		
28	459,28	18,4	18,7	4%
28	476,01	19,0		
42	473,05	18,9	18,9	0%
42	472,91	18,9		

4.2.- Porosidad

El análisis de las muestras mediante microscopía electrónica de barrido revela una matriz cementante muy cohesionada, con elevado grado compacidad y sin presencia de espacios libres atribuibles a porosidad o fisuras ‘Fig. 2’.

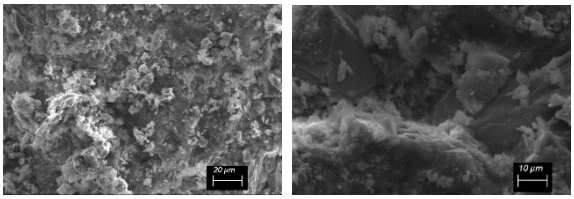


Figura 2. Microscopía electrónica de la matriz cementante del hormigón romano.

4.3.- Conductividad y dispersión térmica

El comportamiento térmico del hormigón romano depende principalmente de tres parámetros: densidad, calor específico y conductividad térmica (λ), siendo esta última la más compleja por su dependencia con la densidad, la humedad y la temperatura. La densidad aumenta al añadir salmuera y cal, reduciendo la porosidad y elevando la λ. La humedad en los poros también incrementa la λ, pero este efecto cambia con la presencia de cloruro de sodio (NaCl), ya que su cristalización durante el fraguado ocupa vacíos y reduce la transferencia térmica. Tal como se aprecia en la **Figura 3,** la temperatura también afecta la λ: en muestras con baja salinidadaumenta al elevar la temperatura, mientras que en las de alta salinidad ocurre lo contrario.

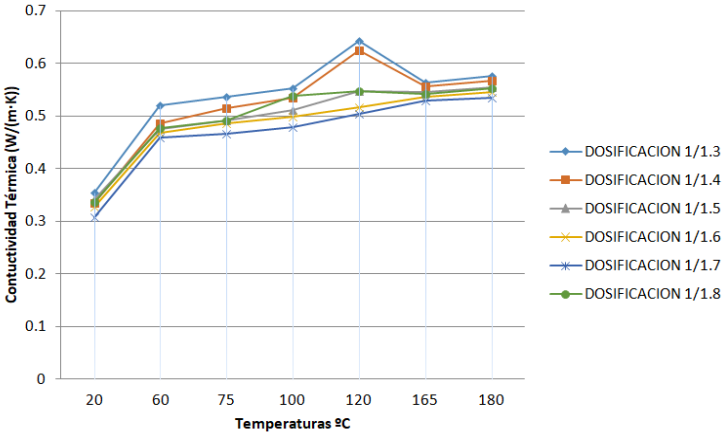


Figura 3. Conductividad térmica(λ) vs Temperatura.
Fuente: Elaboración propia

Para medir la λ se utilizó el Método de la Aguja Térmica (MAT)con sensor RK-3.Los resultados mostraron que, al aumentar la temperatura, las dosificaciones con más NaCl presentan menor λ (0.32–0.54 W/m·K) que las de baja salinidad (0.35–0.65 W/m·K). El NaCl actúa como aglomerante y aislante térmico al cristalizar en los poros y limitar la absorción de humedad, estabilizando el material térmicamente. En resumen, los aditivos salinos permiten ajustar la λ del hormigón romano para mejorar su desempeño en ambientes con alto estrés térmico (100 ºC-600 ºC).

El perfil térmico del hormigón romano, medido mediante termopares a lo largo de 15 cm deprofundidad, revela una significativa capacidad de conducción y retención del calor ‘Fig. 4’. En la superficie la temperatura es de 40 °C, correspondiente a la exposición ambiental en un día soleado. A medida que se profundiza, la temperatura aumenta progresivamente, alcanzando los 215 °C a 15 cm de profundidad. Este gradiente térmico sugiere la presencia de una fuente de calor interna o la exposición del hormigón a temperaturas elevadas durante un periodo de tiempo, permitiendo la penetración del calor.

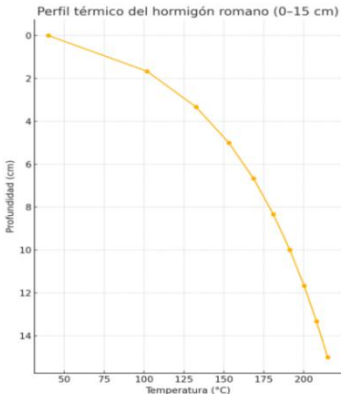


Figura 4. Perfil térmico de la capa de Hormigón Romano. Fuente: Elaboración propia

Los valores obtenidos indican que, mientras la superficie inferior supera los 215 °C, la capa de rodadura se mantiene por debajo de 40 °C, temperatura límite de proyecto para la instalación de servicios esenciales sobre la plataforma de la infraestructuraviaria.Este comportamiento térmico es indicativo de la estructura interna del hormigón romano, caracterizada por una matriz mineral compleja que favorece la conducción térmica sin degradarse, incluso a altas temperaturas. La capacidad del material para soportar este tipo de gradientes térmicos podría ser una de las claves de su extraordinaria durabilidad en ambientes extremos.

5.- CONCLUSIONES

Los ensayos realizados sobre el hormigón romano revelan una combinación excepcional de propiedades mecánicas y térmicas. La tasa media de disipación térmica de 12 °C/cm entre la superficie y los 15 cm de profundidad, indica una transferencia de calor constante, aunque decreciente, coherente con un sistema de conducción eficiente en un medio sólido. Esta característica, junto con su baja permeabilidad y elevada durabilidad, sugiere que el hormigón romano funciona como un aislamiento térmico rígido natural, capaz de regular la temperatura interna de las estructuras. Además, su microestructura densa y fibrosa, resultado del uso de puzolanas naturales y técnicas como el *hotmixing* con cal viva, le confiere una notable capacidad de autosellado y resistencia a ambientes hostiles desde el punto de vista térmico. Estos hallazgos ofrecen un modelo para el desarrollo de materiales sostenibles y resilientes, adaptados a condiciones extremas como son zonas volcánicas activas.

REFERENCIAS

[1] Jackson, M. D., Landis, E. N., Brune, P. F., Vitti, M., Chen, H., Li, Q., ... &Wenk, H. R. (2014). Mechanical resilience and cementitious processes in Imperial Roman architectural mortar. *ProceedingsoftheNationalAcademyofSciences*, 111(52), 18484-18489

[2] Masic, A., Seymour, L., &Maragh, J. (2023). Hot mixing: Mechanistic insights into the durability of ancient Roman concrete. *ScienceAdvances, 9*(1). https://doi.org/10.1126/sciadv.add1602

[3] Jackson, M. D., Mulcahy, S. R., Chen, H., Li, Y., Li, Q., Cappelletti, P., & Monteiro, P. J. M. (2017). *Phillipsite and Al-tobermorite mineral cements in Roman marine concrete*. *American Mineralogist, 102*(7), 1435–1450. https://doi.org/10.2138/am-2017-5993

[4] Masic, A., White, C. E., Rose, K. V., & Jackson, M. D. (2023). *Hot mixing: Mechanistic insights into the durability of ancient Roman concrete*. *ScienceAdvances, 9*(1), eadd1602. https://doi.org/10.1126/sciadv.add1602

[5] Ferrara, L. (2023). *Eco-innovation in volcanic regions: A material-based approach to resilient infrastructure reconstruction after eruptions*. *Processes, 11*(3), 657. https://doi.org/10.3390/pr11030657

[6] Jackson, M. D., Landis, E. N., Brune, P. F., Vitti, M., Chen, H., Li, Q., ... &Wenk, H. R. (2014). Mechanical resilience and cementitious processes in Imperial Roman

architectural mortar. *ProceedingsoftheNationalAcademyofSciences*, 111(52), 18484-18489

[7] Vitruvio. (1997). *Los diez libros de arquitectura* (J. Ortega y Gasset, Trad.). Alianza Editorial. (Trabajo original publicado ca. siglo I a.C.)

[8] Melentijević, Svetlana, et al. «Chemical, Mineralogical and Geotechnical Properties of Volcanic Ash of Tajogaite (La Palma, Canary Islands, Spain)». Transportation Geotechnics, vol. 48, septiembre de 2024, p. 101326.

[9] AAVV. Research Square (2021) "Petrolgy of the opening eruptive phase of the 2021. Cumbre Vieja erupcion, La Palma, CanaryIslands".

[10] Jackson, M. D., Mulcahy, S. R., Chen, H., Li, Y., Li, Q., Cappelletti, P., &Wenk, H. R. (2013). Unlocking the secrets of Al-tobermorite in Roman seawater concrete. *American Mineralogist*, 98(10), 1669-1687

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Experiencia en las mejoras en el diseño y procesos constructivos en pavimentos rígidos diseñados con método AASHTO 93 ejecutados en el Perú (Climas cálidos)

Mg. Jim Arturo Rivera Vidal [(1)] y Dr. Erasmo Alejandro Sixto Fernandez [(2)]

[(1)] Docente: Universidad Nacional Mayor de San Marcos
. [(1)] Catedra: Diseño de Pavimentos y Aeropuerto
[(2)] Docente: Universidad Nacional Hermilio Valdizan de Huánuco

RESUMO

Este estudio evalúa el desempeño de pavimentos rígidos con losas cortas y ultradelgadas de concreto hidráulico, diseñados con el método AASHTO 93 en climas cálidos de Huánuco, Perú. Se aplicaron estrategias como vaciados continuos, control térmico y uso de geotextiles. Los resultados muestran mínima fisuración (1.28% y 0.49%) y correlaciones geométricas con el desempeño. Se concluye que el empleo de losas ultradelgadas (10–14 cm) es técnicamente viable, eficiente y replicable en regiones cálidas, garantizando durabilidad estructural y optimización de recursos.

PALABRAS CLAVE: Losas ultradelgadas, Pavimento rígido, AASHTO 93, Fisuración, Clima cálido.

1.- INTRODUCCION

En el Perú, especialmente en zonas urbanas con climas cálidos, la aplicación del método empírico AASHTO 93 para el diseño de pavimentos rígidos continúa siendo predominante. Sin embargo, dicho enfoque no considera de manera adecuada factores ambientales como el gradiente térmico, lo que puede afectar significativamente la durabilidad y funcionalidad de las losas de concreto. Este artículo propone mejoras tanto en el diseño como en los procesos constructivos, basadas en la experiencia acumulada en campo, con énfasis en la eliminación de juntas transversales innecesarias, el uso de materiales como geotextiles no tejidos y el control térmico del concreto.

2.- ELIMINACION DE JUNTAS TRANSVERSALES Y SU IMPACTO

Las juntas de expansión, definidas como juntas transversales de ancho completo y profundidad total ubicadas cada 15 a 150 metros, fueron diseñadas originalmente para aliviar las fuerzas de compresión. No obstante, su uso inadecuado ha causado problemas como desconchados, bombeo de finos, escalonamiento, erosión, grietas en esquinas y pérdida de confort en la conducción.

Actualmente, se ha demostrado que un correcto diseño y mantenimiento de juntas de contracción puede eliminar virtualmente la necesidad de juntas de expansión, salvo en condiciones especiales. Además de los problemas mencionados, el uso innecesario de estas juntas incrementa los costos de construcción y mantenimiento, facilita la infiltración de agua y provoca el crecimiento descontrolado del pavimento. Al eliminar las juntas transversales innecesarias, se mejora el desempeño del pavimento, se reducen los tiempos de ejecución y se optimiza el proceso constructivo.

Asimismo, la eliminación de juntas de dilatación o transversales permite realizar vaciados continuos de concreto en tramos de entre 50 y 150 metros durante el proceso constructivo. Al finalizar la jornada, se colocan juntas de construcción, lo cual facilita un vaciado más ágil del concreto y un mejor control de su temperatura en estado fresco, aspecto especialmente relevante en zonas cálidas. Esta práctica contribuye a mitigar el efecto del ALABEO CONSTRUCTIVO.

3.- VACIADO CONTINUO Y CONTROL DE LA TEMPERATURA

La supresión de juntas transversales permite vaciados continuos de concreto entre 50 y 150 metros, usando solo juntas de construcción al final de cada jornada, lo que acelera la construcción y mejora el control térmico en climas cálidos, donde el alabeo puede afectar el desempeño de la losa.

4.- USO DE GEOTEXTILES COMO INTERFAZ TECNICA

El geotextil no tejido se emplea entre la base y la losa de concreto como interfaz técnica. Actúa como barrera impermeable, conservando la humedad del concreto y reduciendo la absorción de agua por la subbase. Facilita el desplazamiento horizontal del concreto, disminuyendo esfuerzos térmicos y fisuras. Además, funciona como membrana tensionante, controlando deformaciones en la subbase y subrasante, lo cual es clave por la rigidez del concreto, que no soporta grandes deformaciones sin agrietarse.

5.- USO DEL METODO AASHTO 93

El diseño de pavimentos rígidos AASHTO 93 considera la resistencia de la losa de concreto sobre subbase y subrasante, calculando el espesor necesario para soportar las cargas previstas mediante una fórmula general de diseño empírico es:

$$\mathrm{Log}(w_{18}) = z_r \times S_o + 9.36 \times \log(SN+1) - 0.20 + \frac{\mathrm{Log}\left(\frac{\Delta PSI}{4.2\text{-}1.5}\right)}{0.40 + \frac{1094}{(SN+1)^{5.19}}} + 2.32 \times \mathrm{Log}(MR) = 8.07 \qquad (1)$$

Donde:

- **w_{18}:** Número de repeticiones de carga de eje estándar
- **z_r:** Valor Z de confiabilidad
- **S_o:** Desviación estándar combinada

- ΔPSI: Pérdida de servicio
- MR: Módulo resiliente de la subrasante
- **SN:** Número estructural

6.- EXPERIENCIA

Gracias a estas mejoras constructivas y de diseño, se ha comprobado que es posible reducir los espesores de las losas sin comprometer su integridad estructural. En vías urbanas con tráfico ligero a mediano, se han obtenido excelentes resultados con espesores de losa entre 10 y 14 cm, logrando pavimentos más eficientes, sostenibles y de menor costo.

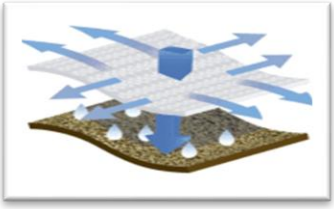


Figura 1. Efecto del control de las partículas de agua de la mezcla de concreto que puede controlar entre la Subbase y la losa.

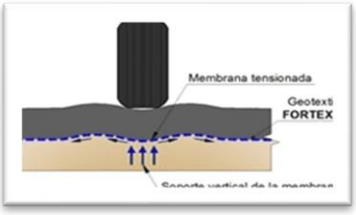


Figura 2. Efecto membrana tensionante entre la subbase y la losa para darle movimiento al concreto y poder controlar las posibles deformaciones que pudieran existir por factores de erosión.



Figura 3. Efecto membrana tensionante entre la subbase y la losa para darle movimiento al concreto y poder controlar las posibles deformaciones que pudieran existir por factores de erosión.



Figura 3. Efecto membrana tensionante entre la subbase y la losa para darle movimiento al concreto y poder controlar las posibles deformaciones que pudieran existir por factores de erosión.

6.1.- Experiencia en la aplicación de losas cortas en la Av. Walker Soberon y la carretera a Churubamba HU-108 aplicando el método AASHTO 93.

El proyecto permitió confirmar que el uso de losas cortas en pavimentos de concreto hidráulico, implementadas en condiciones climáticas cálidas de la región Huánuco, presenta un desempeño adecuado en cuanto al control de fisuramiento.

Se evaluaron dos tramos ejecutados de la Av. Walker Soberón (1.85 km) y la carretera a Churubamba HU-108 (1.18 km), aplicando mediciones de campo sistemáticas y análisis estadístico con el software STATA MP17.0.

Punto de inicio del tramo de la avenida Walker Soberón.



Figura 3. Punto de inicio del tramo de la Av. Walker Soberon Adaptada de Google Earth.



Figura 3. Punto de inicio del tramo de la Carretera departamental HU-108 apatada de Google Earth.

6.1.1.- Clima y Geologia Local

La ciudad de Huánuco, ubicada en la sierra central del Perú a 1,894 m s.n.m., presenta un clima tropical seco de altura, con temperaturas entre 18 y 25 °C y humedad relativa menor al 50 %. La velocidad del viento varía entre 1.8 y 3.2 m/s, con ráfagas superiores a 5 m/s en verano, lo que incrementa la evaporación del concreto fresco. El suelo es limo-arenoso con grava y poca arcilla activa; su módulo resiliente estimado es de 70 MPa, clasificándolo como soporte intermedio (AASHTO). No se registran fenómenos geodinámicos activos, pero se recomienda monitoreo durante lluvias intensas.

7.- RECOLECCION DE DATOS

Este proyecto investigó cómo dimensiones de losas, características de juntas y factores ambientales influyen en la fisuración de pavimentos rígidos. Se presentan resultados de mediciones en Av. Walker Soberón (1.85 km) y carretera HU-108 a Churubamba (1.18 km).

7.1.- Av. Walker Soberon

La medición se realizó una sola vez, tras 75 días del colado, en tramos de 50 m en ambos sentidos, para determinar la cantidad de zonas con fisuras. Los resultados se presentan en las tablas siguientes.

Cuadro 1. Resumen de mediciones de dimensiones de losas, fisuras - grietas, en la obra Av. Walker Soberón.

Progresivas	Carril izquierdo externo			Carril izquierdo interno			Carril derecho interno			Carril derecho externo			Fisuras y grietas	
	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	Cantidad (u)	Área total (m2)
0+000 - 0+050	1.80	1.92	95.88	1.80	1.93	96.50	1.80	1.61	80.63	1.80	1.61	80.63	0	0.00
0+050 - 0+100	1.80	1.64	82.00	1.80	1.64	82.00	1.80	1.65	82.50	1.80	1.63	81.50	4	11.81
0+100 - 0+150	1.80	1.61	80.63	1.80	1.62	80.75	1.80	1.61	80.63	1.80	1.62	81.00	2	5.81
0+150 - 0+200	1.80	1.62	81.00	1.80	1.63	81.50	1.80	1.63	81.25	1.80	1.63	81.25	4	11.71
0+200 - 0+250	1.80	1.74	86.88	1.80	1.73	86.50	1.80	1.61	80.50	1.80	1.61	80.50	2	6.26
0+250 - 0+300	2.25	1.64	82.00	2.25	1.65	82.50	2.25	1.65	82.50	2.25	1.66	83.00	0	0.00
0+300 - 0+350	1.41	1.62	81.00	1.41	1.56	78.00	1.41	1.56	78.00	1.41	1.56	78.00	0	0.00
0+350 - 0+400	2.13	1.65	82.50	2.13	1.67	83.50	2.13	1.68	84.00	2.13	1.70	85.00	0	0.00
0+400 - 0+450	2.30	2.04	102.00	2.30	2.05	102.50	2.30	1.62	81.00	2.30	1.63	81.25	2	9.38
0+450 - 0+500	1.81	1.63	81.41	1.81	1.65	82.50	1.81	1.65	82.50	1.81	1.64	82.00	3	8.89
0+500 - 0+550	1.80	1.93	96.50	1.80	1.93	96.50	1.80	1.63	81.25	1.80	1.63	81.25	0	6.95
0+550 - 0+600	1.85	1.63	81.50	1.85	1.64	82.00	1.85	1.64	82.00	1.85	1.66	83.00	1	3.07
0+600 - 0+650	1.80	1.76	88.00	1.80	1.62	81.00	1.80	1.63	81.50	1.80	1.62	81.00	0	0.00
0+650 - 0+700	1.80	1.65	82.50	1.80	1.62	81.00	1.80	1.62	81.00	1.80	1.64	82.00	9	26.57
0+700 - 0+750	1.80	1.68	84.00	1.80	1.64	82.00	1.80	1.62	81.00	1.80	1.63	81.50	2	6.05
0+750 - 0+800	1.80	1.64	82.00	1.80	1.65	82.50	1.80	1.65	82.50	1.80	1.61	80.50	0	0.00
0+800 - 0+850	1.80	1.70	85.00	1.80	1.53	76.50	1.80	1.54	77.00	1.80	1.63	81.50	0	0.00
0+850 - 0+900	1.85	1.67	83.50	1.85	1.65	82.50	1.85	1.64	82.00	1.85	1.65	82.50	0	0.00
0+900 - 0+950	1.80	1.87	93.50	1.80	1.88	94.00	1.80	1.62	81.00	1.80	1.64	82.00	1	3.37

Cuadro 2: Resumen de mediciones de juntas de contracción, fisuras - grietas, en la obra Av. Walker Soberón.

Progresivas	Carril izquierdo externo		Carril izquierdo interno		Carril derecho interno		Carril derecho externo		Fisuras y grietas	
	h medio (mm)	e medio (mm)	h medio (mm)	e medio (mm)	h medio (mm)	e medio (mm)	h medio (mm)	e medio (mm)	Cantidad (n)	Área total (m2)
0+000 - 0+050	48.00	5.00	0	0	0	0	47.50	4.50	0	0.00
0+050 - 0+100	40.00	5.00	0	0	0	0	20.00	2.50	4	11.81
0+100 - 0+150	45.00	5.00	0	0	0	0	45.00	5.00	2	5.81
0+150 - 0+200	40.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	40.00	5.00	4	11.71
0+200 - 0+250	50.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	50.00	5.00	2	6.26
0+250 - 0+300	45.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	45.00	5.00	0	0.00
0+300 - 0+350	50.00	8.00	0.00	0.00	0.00	0.00	50.00	8.00	0	0.00
0+350 - 0+400	45.00	6.00	0.00	0.00	0.00	0.00	45.00	6.00	0	0.00
0+400 - 0+450	50.00	4.00	0.00	0.00	0.00	0.00	50.00	4.00	2	9.38
0+450 - 0+500	45.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	45.00	5.00	3	8.89
0+500 - 0+550	50.00	4.00	0.00	0.00	0.00	0.00	50.00	4.00	0	6.95
0+550 - 0+600	45.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	45.00	5.00	1	3.07
0+600 - 0+650	75.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	75.00	5.00	0	0.00
0+650 - 0+700	45.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	45.00	5.00	9	26.57
0+700 - 0+750	38.00	6.00	0.00	0.00	0.00	0.00	38.00	6.00	2	6.05
0+750 - 0+800	35.00	6.00	0.00	0.00	0.00	0.00	35.00	6.00	0	0.00
0+800 - 0+850	40.00	6.00	0.00	0.00	0.00	0.00	40.00	6.00	0	0.00
0+850 - 0+900	50.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	50.00	5.00	0	0.00
0+900 - 0+950	62.00	6.00	0.00	0.00	0.00	0.00	62.00	6.00	1	3.37

7.2.- Carretera departamental HU-108

Los datos de campo provienen de una sola medición, realizada 90 días después del colado del concreto, en tramos de 25 m sobre cuatro carriles, para registrar dimensiones de losas, juntas y fisuras. Resultados en las siguientes tablas.

Cuadro 3: Resumen de mediciones de juntas de contracción, fisuras - grietas, en la obra Av. Walker Soberón.

Progresivas	L (m)	B (m)	h (mm)	e (mm)	Área total (m2)	Área fallada (m2)	Porcentaje área fallada (%)
0+000 - 0+050	1.80	1.77	47.50	4.50	353.63	0.00	0.00
0+050 - 0+100	1.80	1.64	20.00	2.50	328.00	11.81	3.60
0+100 - 0+150	1.80	1.62	45.00	5.00	323.00	5.81	1.80
0+150 - 0+200	1.80	1.63	40.00	5.00	325.00	11.71	3.60
0+200 - 0+250	1.80	1.67	50.00	5.00	334.38	6.26	1.87
0+250 - 0+300	2.25	1.65	45.00	5.00	330.00	0.00	0.00
0+300 - 0+350	1.41	1.58	50.00	8.00	315.00	0.00	0.00
0+350 - 0+400	2.13	1.68	45.00	6.00	335.00	0.00	0.00
0+400 - 0+450	2.30	1.83	50.00	4.00	366.75	9.38	2.56
0+450 - 0+500	1.81	1.64	45.00	5.00	328.41	8.89	2.71
0+500 - 0+550	1.80	1.78	50.00	4.00	355.50	6.95	1.95
0+550 - 0+600	1.85	1.64	45.00	5.00	328.50	3.07	0.93
0+600 - 0+650	1.80	1.66	75.00	5.00	331.50	0.00	0.00
0+650 - 0+700	1.80	1.63	45.00	5.00	326.50	26.57	8.14
0+700 - 0+750	1.80	1.64	38.00	6.00	328.50	6.05	1.84
0+750 - 0+800	1.80	1.64	35.00	6.00	327.50	0.00	0.00
0+800 - 0+850	1.80	1.60	40.00	6.00	320.00	0.00	0.00
0+850 - 0+900	1.85	1.65	50.00	5.00	330.50	0.00	0.00
0+900 - 0+950	1.80	1.75	62.00	6.00	350.50	3.37	0.96
0+950 - 1+000	1.81	1.64	45.00	6.00	327.00	20.78	6.35
1+000 - 1+050	1.80	1.77	47.50	4.50	353.63	0.00	0.00
1+050 - 1+100	1.80	1.64	48.75	6.75	328.25	0.00	0.00
1+100 - 1+150	1.81	1.64	20.00	4.00	328.00	0.00	0.00

Cuadro 4: Resumen de mediciones de dimensiones de losas, fisuras - grietas, en la obra carretera a Churubamba HU-108.

Progresivas	Carril izquierdo externo			Carril izquierdo interno			Carril derecho interno			Carril derecho externo			Fisuras y grietas	
	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	L media (m)	B medio (m)	Área Total (m2)	Cantidad (n)	Área total (m2)
0+001 - 0+025	1.80	1.99	89.55	1.80	2.01	90.45	1.80	2.00	90.00	1.80	2.02	90.90	0	0.00
0+025 -0+050	1.81	2.00	90.50	1.81	2.00	90.50	1.81	2.00	90.50	1.81	2.00	90.50	0	0.00
0+050 - 0+075	1.80	1.99	89.55	1.80	2.00	90.00	1.80	2.00	90.00	1.80	1.95	87.75	0	0.00
0+075 -0+100	1.81	2.00	90.50	1.81	1.95	88.24	1.81	2.01	90.95	1.81	1.99	90.05	1	3.60
0+100 - 0+125	1.91	2.06	98.37	1.91	2.00	95.50	1.91	2.08	99.32	1.91	2.00	95.50	0	0.00
0+125 - 0+150	1.80	2.06	92.70	1.80	1.99	89.55	1.80	2.07	93.15	1.80	2.00	90.00	0	0.00
0+150 - 0+175	1.81	2.02	91.41	1.81	2.00	90.50	1.81	1.99	90.05	1.81	2.01	90.95	0	0.00
0+175 -0+200	1.94	2.00	97.00	1.94	2.00	97.00	1.94	2.00	97.00	1.94	2.00	97.00	0	0.00
0+200 -0+225	1.80	1.98	89.10	1.80	2.00	90.00	1.80	2.00	90.00	1.80	1.95	87.75	0	0.00
0+225 - 0+250	1.77	1.94	85.85	1.77	2.00	88.50	1.77	2.00	88.50	1.77	2.00	88.50	0	0.00
0+250 -0+275	1.77	2.01	88.94	1.77	2.00	88.50	1.77	2.00	88.50	1.77	1.93	85.40	0	0.00
0+275 - 0+300	1.88	2.00	94.00	1.88	2.00	94.00	1.88	1.98	93.06	1.88	2.06	96.82	0	0.00
0+300 - 0+325	1.55	2.00	77.50	1.55	2.05	79.44	1.55	1.99	77.11	1.55	2.00	77.50	0	0.00
0+325 - 0+350	1.77	2.02	89.39	1.77	2.00	88.50	1.77	2.00	88.50	1.77	1.98	87.62	0	0.00
0+350 - 0+375	1.79	2.01	89.95	1.79	2.00	89.50	1.79	1.76	78.76	1.79	1.98	88.61	0	0.00
0+375 - 0+400	1.83	1.99	91.04	1.83	1.97	90.13	1.83	1.99	91.04	1.83	2.00	91.50	0	0.00
0+400 - 0+425	1.97	2.00	98.50	1.97	2.00	98.50	1.97	2.64	130.02	1.97	1.99	98.01	0	0.00
0+425 - 0+450	1.95	2.01	97.99	1.95	1.97	96.04	1.95	2.10	102.38	1.95	1.97	96.04	1	3.92
0+450 - 0+475	1.85	1.99	92.04	1.85	1.98	91.58	1.85	2.01	92.96	1.85	1.98	91.58	0	0.00

Cuadro 5: Resumen de mediciones de de juntas de contracción, fisuras - grietas, en la obra carretera a Churubamba HU-108.

Progresivas	Carril izquierdo externo		Carril izquierdo interno		Carril derecho interno		Carril derecho externo		Fisuras y grietas	
	h medio (mm)	e medio (mm)	h medio (mm)	e medio (mm)	h medio (mm)	e medio (mm)	h medio (mm)	e medio (mm)	Cantidad (n)	Área total (m2)
0+001 - 0+025	47.50	5.00	0	0	0	0	47.50	5.00	0	0.00
0+025 -0+050	39.00	4.00	0	0	0	0	39.00	4.00	0	0.00
0+050 - 0+075	47.00	6.00	0	0	0	0	47.00	6.00	0	0.00
0+075 -0+100	51.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	51.00	5.00	1	3.60
0+100 - 0+125	40.00	4.00	0.00	0.00	0.00	0.00	40.00	4.00	0	0.00
0+125 - 0+150	60.00	7.00	0.00	0.00	0.00	0.00	60.00	7.00	0	0.00
0+150 - 0+175	42.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	42.00	5.00	0	0.00
0+175 -0+200	48.00	4.00	0.00	0.00	0.00	0.00	48.00	4.00	0	0.00
0+200 -0+225	51.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	51.00	5.00	0	0.00
0+225 - 0+250	39.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	39.00	5.00	0	0.00
0+250 - 0+275	37.00	6.00	0.00	0.00	0.00	0.00	37.00	6.00	0	0.00
0+275 - 0+300	40.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	40.00	5.00	0	0.00
0+300 - 0+325	44.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	44.00	5.00	0	0.00
0+325 - 0+350	30.00	6.00	0.00	0.00	0.00	0.00	30.00	6.00	0	0.00
0+350 - 0+375	38.00	4.00	0.00	0.00	0.00	0.00	38.00	4.00	0	0.00
0+375 - 0+400	34.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	34.00	5.00	0	0.00
0+400 - 0+425	45.00	8.00	0.00	0.00	0.00	0.00	45.00	8.00	0	0.00
0+425 - 0+450	29.00	4.00	0.00	0.00	0.00	0.00	29.00	4.00	1	3.92
0+450 - 0+475	60.00	5.00	0.00	0.00	0.00	0.00	60.00	5.00	0	0.00

Cuadro 6: Consolidado de dimensiones de losas, juntas, fisuras - grietas, en la obra avenida Walker Soberón

Progresivas	L. (m)	B (m)	h (mm)	e (mm)	Área total (m2)	Área fallada (m2)	Porcentaje área fallada (%)
0+001 - 0+025	1.80	2.01	47.50	5.00	360.90	0.00	0.00
0+025 -0+050	1.81	2.00	39.00	4.00	362.00	0.00	0.00
0+050 - 0+075	1.80	1.99	47.00	6.00	357.30	0.00	0.00
0+075 -0+100	1.81	1.99	51.00	5.00	359.74	3.60	1.00
0+100 - 0+125	1.91	2.04	40.00	4.00	388.69	0.00	0.00
0+125 - 0+150	1.80	2.03	60.00	7.00	365.40	0.00	0.00
0+150 - 0+175	1.81	2.01	42.00	5.00	362.91	0.00	0.00
0+175 -0+200	1.94	2.00	48.00	4.00	388.00	0.00	0.00
0+200 -0+225	1.80	1.98	51.00	5.00	356.85	0.00	0.00
0+225 - 0+250	1.77	1.99	39.00	5.00	351.35	0.00	0.00
0+250 - 0+275	1.77	1.99	37.00	6.00	351.35	0.00	0.00
0+275 - 0+300	1.88	2.01	40.00	5.00	377.88	0.00	0.00
0+300 - 0+325	1.55	2.01	44.00	5.00	311.55	0.00	0.00
0+325 - 0+350	1.77	2.00	30.00	6.00	354.00	0.00	0.00
0+350 - 0+375	1.79	1.94	38.00	4.00	346.81	0.00	0.00
0+375 - 0+400	1.83	1.99	34.00	5.00	363.71	0.00	0.00
0+400 - 0+425	1.97	2.16	45.00	8.00	425.03	0.00	0.00
0+425 - 0+450	1.95	2.01	29.00	4.00	392.44	3.92	1.00
0+450 - 0+475	1.85	1.99	60.00	5.00	368.15	0.00	0.00
0+475 - 0+500	1.81	1.99	60.00	6.00	360.64	0.00	0.00
0+500 - 0+525	1.69	2.00	39.00	6.00	337.16	0.00	0.00
0+525 - 0+550	1.80	1.98	37.00	6.00	356.85	7.20	2.02
0+550 - 0+575	1.80	2.00	45.00	6.00	359.10	0.00	0.00

8.- RESULTADO

Los resultados muestran que las losas de menor longitud (<2 m) presentaron menor frecuencia de fisuración. La profundidad adecuada de las juntas de contracción fue de 3.5 cm. En Walker Soberón se identificaron 9 paños con fisuras, lo cual representa el 1.28% del total. En la carretera HU-108, se hallaron fisuras en solo 4 paños (0.49%). Se incluye a continuación un extracto del consolidado. Las losas cortas diseñadas bajo el método AASHTO 93, presentan mejor desempeño en condiciones de clima cálido, al reducir el potencial de fisuración por contracción plástica y térmica. Se ha evidenciado que el tiempo de corte de juntas, así como la profundidad y espaciado adecuado, son determinantes para garantizar la durabilidad del pavimento.

8.1.- Uso de macro fibras

Las fisuras por contracción plástica pueden evitarse evaluando correctamente el clima y el hormigón fresco. Estudios indican que la temperatura del aire, humedad, viento y la temperatura del concreto predicen mejor estas grietas. Existen equipos asequibles que permiten al personal de campo determinar rápidamente estas condiciones y prevenir fisuras.

En zonas de temperaturas calidas con valores entre 21°c y 30°c, siendo en horarios entre 11:00 am a 2Pm las horas ma criticas del calor , donde paratacamite el vaciado del hormigos es más probable que pueda existir fisuras por contractación plástica , por efectos de la hidratación prematura del agua de la mezcla de concreto, originando así la contracción plástica , para poder evitar se usó las microfibras como elemento o material dentro de la mezcla para contralar esas fisura con un orden de aplicación 0.90kg por metro cubico de la mezcla otro aporte de dichas micro fibras es También mejoran la resistencia a la tracción y flexión, así como la capacidad de carga residual.

9.- CONCLUSIONES

Los procesos constructivos basados en métodos empíricos, como el AASHTO 93 ampliamente utilizados en el país, siguen siendo exigidos por funcionarios y evaluadores de entidades del Estado peruano. Lamentablemente, cuando se proponen diseños alternativos que consideran variables relevantes como el clima, suelen ser rechazados o condicionados en cuanto al financiamiento del proyecto. Los diseños empíricos prolongan los procesos constructivos, ya que exigen vaciados por paños únicamente para respetar las juntas transversales o de dilatación. Sin embargo, se ha demostrado que las juntas de contracción son suficientes para controlar los efectos de retracción y contracción del concreto, lo que permite realizar vaciados continuos utilizando únicamente juntas de construcción al finalizar la jornada.

Controlar los cambios de temperatura en la parte superior e inferior del concreto es fundamental, ya que los esfuerzos generados entre ambas capas son responsables de las contracciones plásticas. Estas son más acentuadas durante la colocación de la mezcla en condiciones de altas temperaturas. Por ello, se recomienda programar los vaciados durante las horas del día con menor temperatura. No obstante, esto genera "horas muertas" en obra que podrían ser aprovechadas si se controlaran mejor las condiciones térmicas.

Para facilitar vaciados continuos, es necesario considerar en el diseño el uso de microfibras y geosintéticos. Durante la ejecución, debe controlarse no solo la temperatura de la mezcla, sino también la temperatura ambiental y especialmente la temperatura a una altura de entre 30 y 60 cm por encima del concreto recién colocado. Si esta no se controla, absorberá el agua de la mezcla, lo que aumentará el riesgo de contracción plástica.

AGRADECIMIENTOS

Agradecimiento a la universidada Nacional Mayor de San Marcos y a la Universidad Nacional Heermilio valdizan de Huanuco

REFERÊNCIAS

[1] Walubita, L. F. & Torres, O. L., (2016). “Use of Fortgrid Asphalt Geogrids to Improve the Cracking Performance of HMA”. Geomatrix, Bogotá.

[2] RNE, «Pavimentos Urbanos Norma CE.010,» de Pavimentos Urbanos, Lima, ICG, 2016, p. 71.
[3] J. R. Buleje Guillen, «Diseño y Construccion de Pavimentos con la Metodologia TCP,» CERSA, Cajamarca, 2021.
[4] D. Calo, «Diseño de Pavimentos de Hormigon,» Instituto del Cemento Portland Argentino, Santa Rosa, la Pampa, 2015.
[5] P. Garnica Anguas y A. Correa, «Concepto Mecanicistas en Pavimentos,» *Secretaria de Comunicaciones Y Transportes Instituto Mexicano del Transporte,* nº 258, p. 71, 200.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Shrinkage Characterization of Alkali-Activated Slag and Fly Ash Geopolymer Concrete for Rigid Pavement Applications

Rafael Ruiz [(1)], Valle Chozas-Ligero [(1)], Laura Piarulli [(2)], Vicente Diago [(3)], Cristina García[(3)], Jose Vera-Agullo [(1)]

[(1)] ACCIONA Technological Centre, Madrid, Spain.
[(2)] Fundación Agustín de Betancourt Centre, Madrid, Spain.
[(3)] MC-Bauchemie, Valencia, Spain

ABSTRACT

Geopolymer concrete presents potential advantages over conventional alternatives, including enhanced chemical durability and reduced CO_2 emissions, suggesting its viability as a more sustainable material for certain structural applications in aggressive environments. This study investigates the feasibility of using geopolymer concrete in precast slabs for modular rigid pavements. Despite its benefits, geopolymer concrete exhibits considerable early-age shrinkage, which may increase the risk of premature cracking. In this work, shrinkage behaviour is evaluated according to the EN 12390-16 standard under controlled laboratory conditions. Experimental results from the geopolymer are compared against shrinkage predictions from the Model Code for conventional concretes, showing strains that are 3.6 times higher at 120 days in the geopolymer mix. An assessment based on the provisions of the Model Code is conducted to determine whether the measured shrinkage strains, partially restrained by the steel reinforcement mesh of the precast slab, are sufficient to induce cracking. As part of the experimental validation, the first trial slabs (1.75x1.10x0.25 m) are cast and monitored, exhibiting no visible shrinkage-induced cracking. This research presents a comprehensive evaluation of geopolymer concrete for structural use, including mix design specifications, shrinkage characterization, theoretical crack risk assessment, and the first real-scale application of geopolymer concrete in precast slabs for modular pavement systems.

KEYWORDS: Precast modular slabs, rigid pavements, geopolymer, concrete, shrinkage.

1.- INTRODUCTION

Geopolymers have been extensively investigated at the research level due to their excellent resistance to aggressive environments and significantly lower environmental impact compared to conventional materials [1]. However, their real-scale implementation remains limited. Broader adoption has been hindered by challenges such as limited workability, rapid setting, and the handling risks associated with high-

alkalinity activators [2].

Within the EU-funded LIAISON project, this study aims to advance the development of geopolymer formulations that are compatible with conventional industrial practices for its application for smart precast slabs for modular rigid pavements. Flexible and semi-rigid pavements dominate, especially in Europe [3], while rigid concrete pavements are limited to specific high-load or urban areas. In-situ concrete paving, though efficient for large-scale works, is less practical for small projects or maintenance due to machinery limitations and local constraints. Exploring slabs modular solutions, commonly known in the US practice [4-7], can overcome these challenges by ensuring consistent quality and easier deployment, becoming a feasible alternative, congestive urban areas, or difficult to access with conventional machinery. Furthermore, the use of geopolymer could increase the service life of the road for aggressive environmental areas.

The modular precast system, shown in Figure 1, follows U.S. practices [4] and incorporates lifting and leveling inserts from MeadowBurke (Figure 1 (a)), which help minimize the need for extensive sub-base preparation. Once the slabs are positioned and leveled, a grout is injected through four ports to ensure full support of the slab to the sub-base. To enable vertical load transfer between adjacent slabs, smooth dowels are used; however, their sleeves must also be grouted to ensure effective force transmission. The detailing of the secondary reinforcement, shown in Figure 1 (b), has been specifically designed to simplify the formwork process while maintaining the required geometric tolerances.

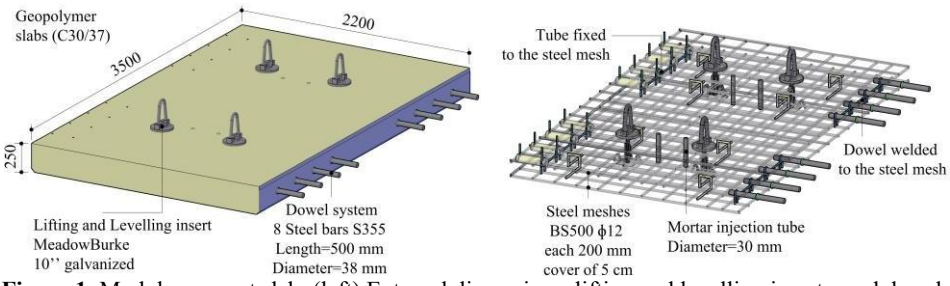


Figure 1. Modular precast slab: (left) External dimensions, lifting and levelling inserts, and dowel system; (right) Reinforcement steel, mortar injection points and secondary positioning elements.

This study presents the development process of the geopolymer mix selected for application in modular precast slabs. Various ground granulated blast furnace slags (GGBS), derived from iron and steel manufacturing processes, were evaluated alongside several Class F fly ash samples obtained from coal-fired power plants. Their chemical compositions were analyzed and assessed against relevant standard specifications, with additional evaluation of their compressive strength and workability. Subsequently, the shrinkage behavior of the selected mix was experimentally investigated using two different sample sizes. The results were compared to shrinkage predictions from the fib Model Code for conventional concretes with comparable mechanical properties. The risk of cracking in the modular precast slab was then

evaluated using the same corresponding Model Code approach. As part of the experimental validation, the first full-scale trial slabs (1.75 × 1.10 × 0.25 m) were produced and monitored, with no shrinkage-induced cracking observed.

2.- MATERIAL DEVELOPMENT

Geopolymers are inorganic synthetic polymers composed of aluminosilicates with an amorphous, three-dimensional network formed through a chemical process structure, which result from a chemical reaction called geopolymerization. These materials consist of tetrahedrally coordinated silicon and aluminum atoms linked by oxygen atoms, with charge- balancing alkaline cations such as K^+ or Na^+ occupying interstitial sites [8]. Among their most notable advantages are high resistance to sulphate attack, elevated temperature, and acid environments. For this application, the mechanical requirement for the modular precast slabs corresponds to a C30/37 compressive strength class. Additionally, the selected geopolymer formulation was intended to be user-friendly and suitable for on-site production, requiring only ambient-temperature curing.

As part of the project, two ground granulated blast furnace slags (GGBS), three Class F fly ashes (FA), and two types of alkaline activators were analyzed to develop the final mix design. The chemical compositions of these precursors, determined by X-ray fluorescence (XRF), are presented in Tables 1 and 2. These tables also include the corresponding specification limits defined in EN 15167-1 and EN 450-1 for GGBS and FA, respectively. Two activators from MC were studied: one bicomponent in liquid form, consisting of a sodium hydroxide solution and sodium silicate (water glass), and another, more recent, in solid form.

Table 1. XRF results for Ground Granulated furnace slags under analysis.

Components	*EN 14167-1*	*GGBS 1*	*GGBS2*
CaO+ MgO+ SiO_2 [%]	≥66.7	86.32	79.19
$Si0_2$ [%]	-----	33.39	29.65
CaO [%]	-----	44.38	38.79
MgO [%]	-----	8.55	10.75
Fe_2O_3 [%]	-----	0.28	0.61
Al_20_3 [%]	-----	9.48	14.58
$Ti0_2$ [%]	-----	0.79	1.22
Mn_20_3 [%]	-----	0.17	0.24
SO_3 [%]	≤2.5	1.78	2.67
Cl^- [%]	≤0.1	-	0.03
Na_2O [%]	------	0.29	0.7
K_2O [%]	------	0.56	0.53

Table 2. XRF results for Fly Ashes under analysis.

Components	*EN 450-1*	*FA 1*	*FA 2*	*FA3*
Ignition losses	<5	0.63	2.49	8.8
Cl^- [%]	≤0.1		0.25	0.02
SO_3 [%]	≤3	0.62	7.16	0.3
CaO (reactive) [%]	≤10	3.26	9.95	2.56
SiO_2+Al_2O_3+ Fe_2O_3	≥70	86.89	69.49	83.5
SiO_2 [%]	-----	60.99	37.06	60.5
Fe_2O_3 [%]	-----	5.71	8.34	5.55
Al_2O_3 [%]	-----	20.19	24.09	17.4
Na_2O [%]	≤5	2.27	2.91	0.62
MgO [%]	≤4	2.38	2.51	0.84
P_2O_5 [mg/kg]	≤100	0.11	0.58	0.23
Pozzolanic AI 28 d	≥75	77.4	98.9	-
Density [g/cm^3]		2.21	2.51	2.22

As shown in Table 1, and in accordance with EN 15167-1, both GGBS samples meet the specified requirements, except for GGBS2, which exhibits a slightly higher sulphate oxide (SO_3) content. According to EN 450-1 (Table 2), FA1 and FA3 meet all the criteria, except for FA3, which exceeds the limit for ignition loss. In contrast, FA2 shows approximately double the allowable content of both SO_3 and Cl^-. Figure 2 illustrates the most optimized solutions using various component combinations. The final selection was made based on material availability, particularly in the case of fly ash. Activator 2 was preferred for its scalability, as its solid, single-component format simplifies the mixing process at the industrial scale. The selected mixture—GGBS2 (75%+), FA2 (25%), and Activator 2—is shown on the right side of Figure 2. The corresponding compressive strength at 3, 7, and 28 days is presented, along with the spread diameter from the flow table test. The main technical challenge was to ensure high workability while simultaneously achieving the target compressive strength (f_{cm}=38 MPa).

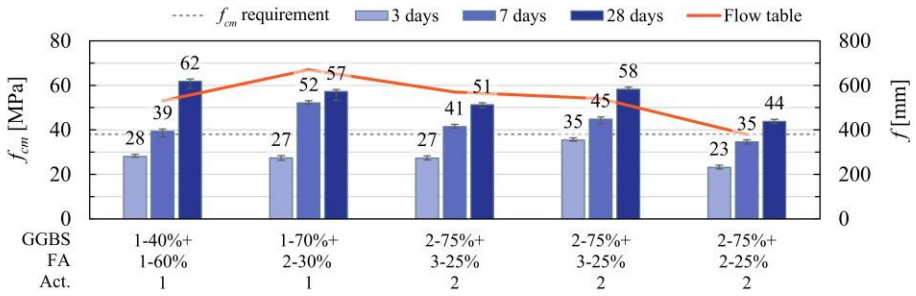


Figure 2. Selection of FA, GGBS, and activator based on mechanical and workability performance. The bars represent compressive strength (f_{cm}) at different curing ages, while the orange line indicates the spread diameter measured via the flow table test.

Figure 3 (left) shows individual compressive strength test results for the selected geopolymer mix. The blue markers represent tests performed on small-scale batch mixed in a laboratory concrete mixer, while the orange markers correspond to tests from one cubic meter batches used for casting the trial slabs. For comparison, the dashed line represents the compressive

strength evolution estimated by the Model Code for a CN conventional concrete of similar strength class. A good consistency is observed between both mixing scales. Figure 3 (right) presents the spread diameter obtained from the flow table test for the geopolymer mix, indicating good homogeneity and satisfactory workability.

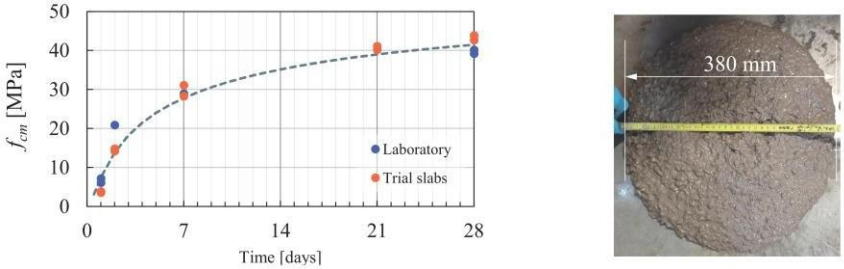


Figure 3. Characterization of the final geopolymer mix: (left) Development of compressive strength; (right) Spread diameter measured by the flow table test.

3.- SHRINKAGE STRAINS

To evaluate the shrinkage strains of the geopolymer, six prismatic specimens were cast: two with dimensions of 150×150×600 mm and four of 100×100×450 mm. The larger specimens were used to assess total shrinkage, while the smaller ones were designed to distinguish between basic and drying shrinkage—two of them were wrapped in plastic

film to inhibit moisture loss and thus isolate basic shrinkage. Figure 4 (left) illustrates the casting process of the prismatic specimens. Each specimen was cast in two layers, with a longitudinal strain gauge (approximately 100 mm in length, 120 Ω) embedded at mid-height. Strain data were recorded at 5-minute intervals. All specimens were initially stored in a humidity-controlled chamber. The larger specimens were demolded after 1 day, and the smaller ones after 2 days. They remained in the chamber for 28 days under controlled conditions (18°C, 97% RH). Subsequently, they were transferred to laboratory conditions at 22°C and 60% RH. Figure 4 (right) shows the four smaller specimens.



Figure 4. Shrinkage test setup for the geopolymer mix: (left) Casting of prismatic specimens with embedded strain gauge; (right) Specimens prepared to differentiate basic and drying shrinkage.

Figure 5 presents shrinkage strain data: on the left, the experimental measurements from the six monitored prismatic geopolymer specimens, and on the right, the shrinkage predictions

from Model Code models for a conventional concrete with a characteristic compressive strength of 44 MPa under laboratory conditions. The experimental results show almost identical behaviour for the two 150 mm specimens, whereas noticeable variability is observed among the two pairs of 100 mm specimens. This dispersion may be attributed to the relatively long embedded strain gauges, which might be moved during sample casting of the small samples. According to conventional shrinkage theory, larger cross-sectional thickness should result in lower shrinkage due to lower drying surface. However, given the relatively small difference between 100 mm and 150 mm specimens, this effect appears negligible. Average experimental results from 150 mm samples will be considered. At 120 days, these specimens exhibit a total shrinkage 3.6 times greater than the equivalent prediction provided by the MC. This significant difference highlights the need for a dedicated assessment of cracking potential in geopolymer elements. It is also worth noting that the standard specifies that shrinkage should be measured over a length equivalent to twice the specimen thickness. In future studies, equivalent conventional concrete specimens will be tested along with geopolymer samples using a DEMEC gauge system, with all samples maintained under constant laboratory conditions throughout the monitoring period.

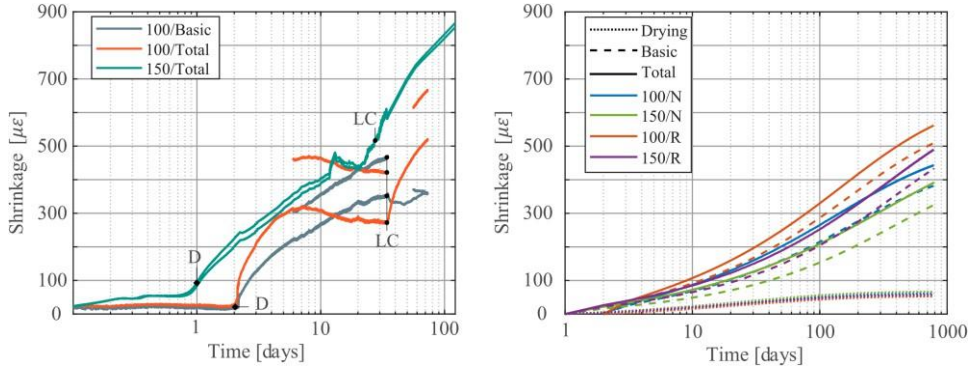


Figure 5. Shrinkage strains: (left) Experimental measurements of geopolymer concrete; (right) Theoretical shrinkage strains for conventional concretes according to Model Code models.

Shrinkage is a type of imposed strain which, in the presence of steel reinforcement, leads to the development of internal tensile stresses, as the steel restrains the deformation of the concrete element. This mechanical interaction, governed by strain compatibility, is captured in Eq. 1, following the procedure described in [9].

$$\varepsilon_{s,shk}(t,t_0) = \frac{P_{shk}(t,t_0)}{A_c E_{ca}(t,t_0) + A_s E_s} = \frac{\varepsilon_{shk}(t,t_0) A_c E_{ca}(t,t_0)}{A_c E_{ca}(t,t_0) + A_s E_s} \quad (1)$$

Where A_c and A_s are the cross-sectional areas of concrete and steel, respectively; $\varepsilon_{shk}(t, t_0)$ is the total free shrinkage strain of the concrete; E_s is the elastic modulus of steel; and $E_{ca}(t, t_0)$ is the Age-Adjusted Modulus of Elasticity (AAME), which accounts for the time-dependent effects of creep. The method developed by Trost-Bažant [10] is conventionally applied, as shown in Eq. 2.

$$E_{ca}(t,t_0) = \frac{E_c(t)}{1 + \phi(t,t_0)\chi(t,t_0)} \quad (2)$$

Where $\phi(t, t_0)$ is the creep coefficient calculated according to the Model Code, and $\chi(t, t_0)$ is the aging coefficient, conventionally taken as 0.8.

The tensile stress in the concrete (σ_{ct}) can then be calculated by Eq. 3. For this purpose, the elastic modulus of the steel reinforcement is taken as 200 GPa, while that of the concrete is considered to be 33 GPa, as a safe estimation. The cross-sectional area of the concrete is 1750 x 250 mm^2, and the reinforcement consists of 18 steel rebars with a diameter of 12 mm, resulting in a total steel area of A_s=2035.8 mm^2). Table 3 presents the results for three different concrete ages, confirming that the tensile strength of the geopolymer is not exceeded. Therefore, from a theoretical standpoint, shrinkage-

induced cracking is not expected in this application.

$$\sigma_{ct}(t,t_0) = -\frac{\varepsilon_{shk}(t,t_0)E_s\rho}{1+\frac{E_s}{E_{ca}(t,t_0)}\rho} \quad (3)$$

Table 3. Shrinkage results at various concrete ages.

Time [days]	*28*	*75*	*120*
ε_{shk} [µm]	521	778	861
$\phi(t, t_0)$ [-]	1.81	2.15	2.31
$E_{ca}(t, t_0)$ [GPa]	13.5	12.1	11.6
σ_{ct} [MPa]	0.45	0.67	0.74

4.- GEOPOLYMER SLAB CASTING AND INSPECTION

To test the construction system, verify the material's scalability, and confirm the absence of shrinkage cracks under ambient curing conditions, two geopolymer slabs measuring 1750x1100x250 mm^3 were cast at ACCIONA's facilities. Figure 6 presents three images: on the left, the formwork and internal reinforcement and devices prepared for casting; in the centre, the installed slabs, which showed no visible crack, although some signs of "elephant skin" texture was observed; and on the right, a detail of the connection after partial demolition, verifying that the mortar has properly filled the joint between the slabs.



Figure 6. Images of the test slabs: (left) Detail of the mould for one slab prepared for casting; (centre) Both slabs installed, levelled, and jointed; (right) Detail of the connection correctly filled.

5.- CONCLUSION

This study confirms the technical feasibility of using geopolymer concrete in precast modular slabs for rigid pavement applications. The selected mix, based on GGBS, fly ash, and a solid activator, demonstrated both high workability and sufficient mechanical strength (C30/37). Shrinkage behaviour revealed strains significantly higher than those of conventional concrete; however, theoretical assessments indicated that these are unlikely to induce cracking when partial restraint from reinforcement is considered. The successful casting and installation of real-scale slabs without visible shrinkage-induced cracks provides experimental validation of the material's performance and constructability. Moreover, the simplified mixing process using a one-component

activator supports the material's industrial scalability. Geopolymer concrete shows strong potential as a sustainable option for precast structures, though further studies on long-term performance and design standards are needed.

REFERENCES

[1] Habert, G., Miller, S.A., John, V.M. et al., 'Environmental impacts and decarbonization strategies in the cement and concrete industries', Nat Rev Earth Environ 1 (2020) 559–573.

[2] Meskhi, B., Beskopylny, A.N., Stel'makh, S.A., Shcherban', E.M., Mailyan, L.R., Shilov, A.A., El'shaeva, D., Shilova, K., Karalar, M., Aksoylu, C. and Özkılıç, Y.O., 'Analytical review of geopolymer concrete: retrospective and current issues', Materials (Basel) 16 (10) (2023) 3792.

[3] Vaitkus, A., Gražulytė, J., Kleizienė, R., Vorobjovas, V. and Šernas, O., 'Concrete modular pavements – types, issues and challenges', The Baltic Journal of Road and Bridge Engineering 14 (1) (2019) 80–103

[4] Smith, P. and Snyder, M.B., 'Manual for Jointed Precast Concrete Pavement', 3rd Edn, Revised October 2021 (National Precast Concrete Association, Carmel, IN).

[5] Tayabji, S., Ye, D. and Buch, N., 'Precast Concrete Pavement Technology', TRB Report S2-R05-RR-1 (Transportation Research Board, Washington, DC, 2012).

[6] Tayabji, S., 'Precast Concrete Pavement Technology Implementation', FHWA Report No. FHWA-HIF-19-013 (Federal Highway Administration, Washington, DC, 2019).

[7] Snyder, M.B., 'Guide to Dowel Load Transfer Systems for Jointed Concrete Roadway Pavements', Iowa State University, National Concrete Pavement Technology Center, Ames, IA, September 2011.

[8] Vizureanu, P., Abdullah, M.M.A.B., Razak, R.A., Burduhos-Nergis, D.D., Yun-Ming, L. and Sandu, A.V. (Eds.), 'Geopolymers: properties and applications', CRC Press (2023).

[9] Bado, M.F., Casas, J.R., Dey, A., Berrocal, C.G., Kaklauskas, G., Fernández, I. and Rempling, R., 'Characterization of concrete shrinkage induced strains in internally- restrained RC structures by distributed optical fiber sensing', Cem. Concr. Compos. 118 (2021) 103984.

[10] Bažant, Z.P. and Trost, H., 'Prediction of Concrete Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method', ACI Journal Proceedings 69 (4) (1972) 212–217.

10 - USO DE MATERIAIS NÃO CONVENCIONAIS NO BETÃO
| MATERIALES NO CONVENCIONALES EN EL HORMIGÓN

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Performance of Concrete with Sheep Wool Micro-Reinforcement

Silvija Mrakovčić [(1)], Neira Torić Malić [(1)] Ivan Vukadin [(2)]

[(1)] University of Rijeka, Faculty of Civil Engineering, Croatia.
[(2)] KAMGRAD Ltd., Croatia.

ABSTRACT

In the context of sustainability of construction materials and waste reduction, this paper examines the possibility of using sheep's wool as a natural fiber reinforcement in concrete. Sheep's wool originating from the Croatian islands is unsuitable for further use in the textile industry and is often disposed of improperly, which poses an environmental problem. Against this background, the use of sheep's wool as micro-reinforcement in concrete represents a valuable opportunity for waste recycling. This paper investigates the effects of adding sheep wool fibers (0.5%, 1%) on the mechanical properties and durability of concrete compared to control concrete without the fibers. The test results of 28-day concrete showed that concrete micro-reinforced with sheep wool had lower water penetration, lower gas permeability and improved abrasion resistance compared to control concrete. The tests also showed a higher flexural and compressive strength as well as a higher modulus of elasticity for concrete with sheep's wool fibers. Due to the high alkalinity of the cement matrix and its possible negative effects on the natural fibers, the durability of sheep wool fibers was tested in solutions with different pH values (9 to 12) for 56 days. The fibers degraded at a pH of 13, while they remained intact at a pH less than 12. The results obtained support the usability of sheep wool fibers in concrete and indicate the need for further testing and analysis.

KEYWORDS: concrete, sheep wool fibers, mechanical properties, durability.

1.- INTRODUCTION

In recent years, the construction industry has faced a growing demand for sustainable materials to reduce environmental impact and promote waste reduction. The use of fibers derived from different types of waste is becoming a popular sustainable approach that contributes to waste management by recycling materials that would otherwise end up in landfills. The main types of waste fibers used in cement composites include recycled PET, paper and mineral wool [1, 2] or textile waste [3, 4]. There is also a growing interest in the use of plant fibers [5, 6] or sheep's wool (SW) [7, 8, 9, 10]. In general, the benefits of using fibers in concrete have been extensively documented. The addition of steel, polypropylene, natural or hybrid fibers improves the mechanical properties of concrete and ductility [11, 12].

SW fibers are recognized as a sustainable solution due to their potential to improve the performance of concrete. They are a readily available and cost-effective material [8, 10, 13]. Their tensile strength varies between 120 and 174 MPa, the elongation at break reaches 25% to 35% and the modulus of elasticity is 2.3 to 3.4 GPa [14]. Due to its complex composition, any influence on sheep breeding or climatic conditions has a significant impact on the structure and properties of the wool [15]. SW fibers contribute to the mechanical properties of concrete, especially flexural strength [7,8, 9]. As stated in [7], the addition of SW fibers at a ratio of 0.5 to 6% can reduce the 90-day compressive strength due to a softer matrix in which the fibers begin to dominate the mechanical properties. Studies [8, 9] have shown that the fibrous structure of SW can make water and gas penetration more difficult compared to conventional concrete. As reported in [8], the addition of SW fibers can reduce the water absorption of hardened concrete by up to 2%. According to [8], the modulus of elasticity can be increased by using SW fibers, but too high fiber content can have a negative effect due to larger voids in the matrix. The effectiveness of SW fibers in modifying the transport properties may vary depending on the treatment and processing of the fibers [13]. Another challenge of using SW in the alkaline environment of cement-based materials is the potential degradation of the fibers, which can lead to structural breakdown [16].

By investigating the effects of different SW fiber contents on mechanical properties and durability, this study aims to contribute to the development of concrete mixes with SW fibers.

2.- MATERIALS AND TEST METHODS

2.1.- Materials, mixes and specimen preparations

The concrete mixes for this study consist of cement (CEM II/B-LL 42.5N), crushed limestone, water, superplasticizer and SW fibers. The aggregate fractions 0/4 mm, 4/8 mm and 8/16 mm are added to mixes as 48%, 11% and 41%, respectively. The crushed limestone is obtained from a local quarry having a density of 2.60 g/cm^3 and a water absorption of 1.70% (0/4 mm) as well as a density of 2.59 g/cm^3 and a water absorption of 1.50% (4/8 and 8/16). The water-cement ratio for all mixes was 0.45. The 0.6% of superplasticizer was calculated on the basis of the cement weight. The fibers were made from the SW from the island of Krk in Croatia. The diameter of the fibers is between 30.9 and 40.1 μm [15].

After the SW had been cleaned of impurities, it was immersed in seawater for 28 days, then rinsed with tap water and dried in the sun. The treatment of the SW in seawater increases the roughness of the fiber surface so that the fibers adhere better to the concrete [9] and neutralizes organic substances that can negatively influence the setting and hardening of the concrete. After treatment, the SW was cut into pieces approximately 18 mm long. Three concrete mixes were produced, a control mix without SW fibers with the designation SW0 and two mixes with a fiber content of 0.5% and 1% of the concrete volume with the designation SW0.5 and SW1, respectively. The detailed composition of the mixes is listed in Table 1.

Table 1. Composition of 1 m^3 concrete mixes

Component	*Mixes*		
	SW0	*SW0.5*	*SW1*
Cement (kg)	415	415	415
Water (kg)	185	185	185
Superplasticizer (%)	0.6	0.6	0.6
Aggregate (kg)	1741	1727	1715
Fibers (%)	0	0.5	1

2.2. Test methods

The properties of fresh and hardened concrete were evaluated on test specimens with the shapes and dimensions specified in the standards, as shown in Table 2.

Table 2. Tests, standards and specimens data

Test	*Standard*	*Specimens*		
		Type	*Size (mm)*	*Number*
Slump test	EN 12350-2:2019	-	-	-
Compressive strength	EN 12390-3:2019	Cube	150x150x150	3
Modulus of elasticity	EN 12390-13:2021	Cube	150x150x150	3
Flexural strength	EN 12390-5:2019	Prism	100x100x400	3
Wear resistance	EN 13892-3:2015	Cube	70x70x70	3
Water penetration	EN 12390-8:2019	Cube	150x150x150	3
Gas permeability	RILEM-CemBureau	Cylinder	Ø150 h50	4

3.- TEST RESULTS AND DISCUSSION

3.1.- Fresh concrete workability

The influence of SW fibers on the workability of fresh concrete is analyzed using the results of slump tests of SW0, SW0.5 and SW1 which were 50 mm, 20 mm and 10 mm, respectively. The results for SW concrete are in agreement with the results of [7, 8], indicating that the addition of SW fibers into the concrete affects its workability and that increasing the SW fiber content further reduces it. This is consistent with the moisture-absorbing properties of SW fibers, which absorb up to 35% water and thus reduce workability [17].

3.2.- Compressive strength

The results of the compressive strength tests on 150 mm cubes (Fig. 1) show that the average compressive strength of SW0.5 is 11% higher and of SW1 is 4.5% higher compared to SW0 Coefficient of variation (CV) is shown in Table 3. The increase in compressive strength of specimens with SW fibers can be explained by the SEM analysis, which shows that the wool fibers are coated with hydration products, resulting in a denser matrix, especially in the transition zone between the fibers, reducing the porosity at the fiber-matrix interface [8].

3.4.- Secant modulus of elasticity

The 150 mm cube specimens were subjected to **three loading cycles** between a lower stress level (15% f_c) and an upper stress level (1/3 f_c), where f_c is the compressive strength. During each cycle, the specimen is **loaded and then unloaded** while the **longitudinal strain** is continuously measured with strain gages. The secant modulus of elasticity is calculated according to Eq. (1).

$$E_{C,S} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon_S} = \frac{\sigma_a^m - \sigma_b^m}{\varepsilon_{a,3} - \varepsilon_{b,2}} \quad (1)$$

where $E_{C,S}$ is the stabilized secant modulus of elasticity (GPa), σ_a^m is the upper strain (MPa), σ_b^m is the lower strain (MPa), $\varepsilon_{a,3}$ is the deformation at the end of the 3rd cycle of the upper strain, $\varepsilon_{b,2}$ is the deformation at the lower strain, between the 2nd and the 3rd strain cycle. $E_{C,S}$ of the individual specimens is shown in Fig. 1. The average $E_{C,S}$ is 19.7% higher for SW0.5 and 8.8% higher for SW1 than for SW0 specimens. The calculated CV is presented in Table 3. A larger scatter of results is observed for specimens with SW, which is due to voids in the cement matrix caused by uneven distribution of fibers during mixing [11].

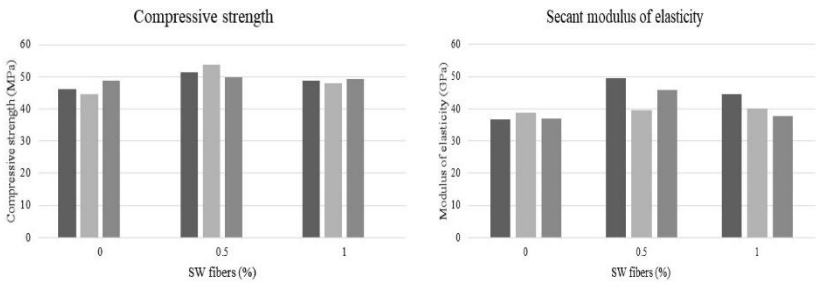


Figure 1. Test results of compressive strength and secant modulus of elasticity

3.3.- Flexural tensile strength

The results of the three-point flexural test on 100x100x400 mm prisms (Fig. 2) showed that the mean value of the flexural tensile strength of SW0 was 3.5% and 7.9% lower than that of SW0.5 and SW1, respectively. The calculated CV is shown in Table 3. SW fibers act as

micro-reinforcement within the cement matrix by intercepting and bridging micro-cracks that form under load. This delays crack propagation and increases the load-bearing capacity in bending, resulting in higher flexural strength and ductility.

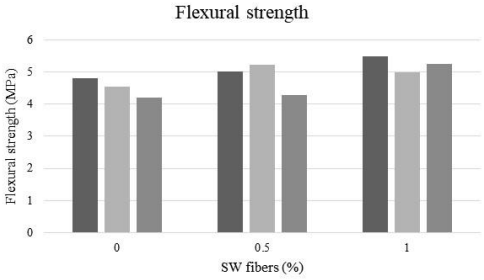


Figure 2. Test results of flexural strength

Table 3. Tests, standards and specimens data

	Coefficient of variance (%)		
	SW0	*SW0.5*	*SW1*
Compressive strength	4.5	3.8	1.3
Modulus of elasticity	2.4	7.9	4.1
Flexural strength	4.1	9.7	3.0

3.5.- Wear resistance

The influence of SW fibers on the wear resistance of concrete is analyzed using the results of Böhme tests performed on 71 mm cubes. The trend of average mass loss for each fiber content is shown in Fig. 3. A larger mass loss can be seen for the control mix. In this case, the SW fibers reduce surface degradation under laboratory conditions.

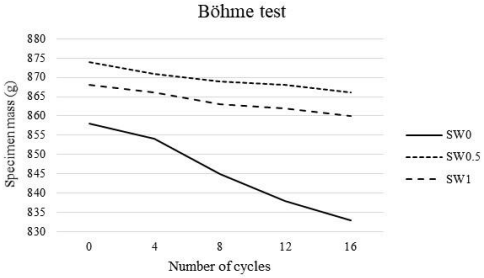


Figure 3. Average mass loss of specimens during Böhme test

3.6.- Depth of penetration of water under pressure

The penetration depth of water under pressure is measured on 150 mm cube specimens. The water penetrated SW0 to an average depth of 40 mm. The data for specimens SW0.5 (12.8 mm) and SW1 (11.2 mm) showed that the matrix with wool fibers reduced water penetration by 68% and 72%, respectively. These results can be attributed to the denser matrix and the absorption capacity of the SW fibers [9, 11].

3.7.- Gas permeability

After the CemBureau test has been carried out on 50 mm thick cylinders, the gas permeability coefficient is calculated according to Eq. (2).

$$K_p = \frac{2 \cdot Q_f \cdot p_0 \cdot H \cdot \eta}{A \cdot (p^2 - p_a^2)} \quad (2)$$

where A is the cross-section area (m^2), H is the specimen height (m), Q_f is the gas flow (m^3/s), η is the fluid dynamic viscosity ($1{,}75 \cdot 10^{-5}$ N/m^2 for nitrogen at 20°C), p is the applied gas pressure (Pa) and p_a is the standard atmospheric pressure (Pa). The average value of the gas permeability coefficient of the SW0 specimens was $1.87 \cdot 10^{-16}$ m^2, which corresponds to the values for ordinary concrete. This is a significantly higher gas permeability than for the specimens SW0.5 and SW1 where it was $7.94 \cdot 10^{-19}$ and $7.03 \cdot 10^{-19}$, respectively. These results indicate a better impermeability, which implies a better durability of the SW fibers concrete.

3.7.- Resistance of SW fibers to alkalinity

To simulate the alkaline environment as in the concrete matrix, alkaline solutions of sodium hydroxide (NaOH) and calcium hydroxide ($Ca(OH)_2$) with an alkalinity of pH 13, pH 12 and pH 11 were prepared and the SW fibers were soaked for 56 days. After soaking, the fibers were visually evaluated. Figure 4 shows that the fibers were visibly damaged after soaking in pH 13 solutions of NaOH (3rd and 4th from the left) and $Ca(OH)_2$ (1st and 2nd from the right). The fibers soaked in pH 11 and pH 12 solutions seemed undamaged. The alkalinity of cementitious matrices damages natural fibers, which can completely degrade over time [18].



Figure 4. SW fibers after soaking in alkaline solutions

4.- CONCLUSIONS

- The experimental results presented in this paper show possible positive effects of SW fibers in concrete, but further investigations should be carried out on many more specimens. The results obtained indicate that the addition of SW fibers at 0.5% and 1.0% of the volume could improve the performance parameters of concrete.
- Compressive strength, secant modulus of elasticity and flexural tensile strength are higher at 0.5 % and 1.0 % SW fibers content compared to the control mix.
- In terms of durability, mixes with SW fibers show reduced water penetration and gas permeability, indicating a less porous matrix. This indicates improved resistance to environmental factors. Wear resistance is also improved, as shown by the lower mass loss in Böhme tests.
- A reduction in workability with increasing fiber content can be attributed to the water absorption capacity of SW fibers.
- The resistance of SW fibers to alkaline environments remains a challenge, as higher pH values can degrade natural fibers over time.

ACKNOWLEDGEMENTS

This research was carried out with the support of the University of Rijeka through the funding of the project of experienced scientists 'Analysis of the possibilities of using recycled materials in the production of sustainable concrete' (uniri-iskusni-tehnic-23-108, 3057).

REFERENCES

[1] Sedlmajer, M., Bubenik, J., Zach, J., and Novak, V., 'Characteristics of fibres based on secondary raw materials and their use in concrete technology', in 'Acta Polytechnica CTU Proceedings', **47** (2024) 121-127.

[2] Ming, Y., Chen, P., Li, L., Gan, G., and Pan, G., 'A Comprehensive Review on the Utilization of Recycled Waste Fibers in Cement-Based Composites', in 'Materials', **14** (13) (2021) 3643.

[3] Juradin, S., Bartulović, B., Žižić, D., and Mrakovčić, S., 'Cotton knitted fabric waste as reinforcement in cement screed', in 'Advances in civil and architectural engineering' **15** (28) (2024) 1-14.

[4] Ahmed, H.U., Faraj, R.H., Hilal, N., Mohammed, A.A., and Sherwani, A.F.H., 'Use of recycled fibers in concrete composites: A systematic comprehensive review', in 'Composites Part B: Engineering' **215** (2021) 108769.

[5] Olaoye, R.A., Oluremi, J.R., and Ajamu, S.O., 'The Use of Fibre Waste as Complement in Concrete for a Sustainable Environment', in 'Innovative Systems Design and Engineering', **4** (9) (2013) 91–97.

[6] Shah, I., Li, J., Yang, S.Y., Zhang, Y., and Anwar, A., 'Experimental Investigation on the Mechanical Properties of Natural Fiber Reinforced Concrete', in Journal of Renewable Materials, **10** (5) (2022) 1307–1320.

[7] Alyousef, R., Alabduljabbar, H., Mohammadhosseini, H., Mohamed, A.M., Siddika, A., Alrshoudi, F., and Alaskar, A., 'Utilization of sheep wool as potential

fibrous materials in the production of concrete composites', in 'Journal of Building Engineering' **30** (2020) 101216.

[8] Alyousef, R., Mohammadhosseini, H., Ebid, A.A.K., and Alabduljabbar, H., 'An Integrated Approach to Using Sheep Wool as a Fibrous Material for Enhancing Strength and Transport Properties of Concrete Composites', in Materials **15** (2022) 1638.

[9] Gelana, D., Kebede, G., and Feleke, L., 'Investigation on Effects of Sheep Wool fiber on Properties of C-25 Concrete', in 'Saudi Journal of Civil Engineering' **03** (2019) 156-183.

[10] Szatkowski, P., Tadla, A., Flis, Z., Szatkowska, M., Suchorowiec, K., and Molik, E., 'The potential application of sheep wool as a component of composites', in 'Animal science and genetics' **17** (4) (2021) 1-8.

[11] Jamshaid, H., Mishra, R., Raza, A., Hussain, U., Rahman, M.L., Nazari,S., and Chotěborský, R., 'Natural cellulosic fiber reinforced concrete: influence of fiber type and loading percentage on mechanical and water absorption performance', in 'Materials', **15** (3) (2022) 874.

[12] Afroughsabet, V. and Ozbakkaloglu, T., 'Mechanical and durability properties of high-strength concrete containing steel and polypropylene fibers', in 'Construction and Building Materials' **94** (2015) 73-82.

[13] Bravo Celi, A.C., Falliano, D., Parmigiani, S., Suarez-Riera, D., Ferro, G.A., and Restuccia, L., 'Reuse of sheep wool fibers in the production of ultralightweight foamed concrete: effect of fiber treatment, length, and content on the mechanical properties', in Fracture and Structural Integrity, **19** (71) (2024) 317–329.

[14] Cheung, H.Y., Ho, M.P., Lau, K.T., Cardona, F., and Hui, D., 'Natural fibre-reinforced composites for bioengineering and environmental engineering applications', in 'Composites Part B: Engineering', **40** (7) (2009) 655-663.

[15] Raffaelli, D., and Vujasinović, E., 'Influence of breeding conditions and sheep breeds on ouantity and quality of wool in Croatia – investigations of lstrian – Cres region', in 'Stočarstvo', **48** (11-12) (1994) 443-459.

[16] Zhao, Q., Zhao, X., Cui, Z., and Chen, W., 'The Dissolution of Wool in Alkali Solution and the Changes of Fiber Structure and Performance', in 'Key Engineering Materials' **671** (2016) 95-100.

[17] Dénes, O., Florea, I., and Manea, D.L., 'Utilization of Sheep Wool as a Building Material', in 'Procedia Manufacturing', **32** (2019) 236-241.

[18] Fantilli, A.P., and Józwiak-Niedzwiedzka, D., 'Influence of Portland cement alkalinity on wool reinforced mortar', in Proceedings of Institution Civil Engineers – Construction Materials, **174** (3) (2020) 2020, 172-181.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Combining waste from the stone, textile and forest industrial sectors in a cement-based mortar

María Concepción Pacheco-Meno[(1)], Tifenn Morvan[(3)], Inês Flores-Colen[(1)], Jorge de Brito[(1)]

[(1)] CERIS, Civil Engineering, Architecture and Environment Department, Instituto Superior Tecnico, Universidade de Lisboa, Av. Rovisco Pais, 1049-001, Lisbon, Portugal

[(3)] Institut Universitaire de Technologie de Saint-Brieuc, Université de Rennes, 18 rue Henri Wallon, 22000, Saint- Brieuc, France

ABSTRACT

One of the main challenges of the century is to adopt a sustainable development path, whose goal is to balance environmental, social, and economic needs for both present and future generations. The construction industry is facing a crucial phase in order to meet the triple bottom line requirements of sustainability. It is clearly a sector with an unsustainable environmental profile, and there is a need for a change and to search for new sustainable solutions. The construction sector will need to overcome the traditional linear path of production and consumption, to embody a circular approach, considering the entire life cycle of its production chain. In this context, the number of studies on new sustainable solutions to minimize the incorporation of processed raw materials and energy consumption is increasing. However, the current literature lacks comprehensive investigations into the synergistic effects of combining different industrial wastes in cement-based mortars, particularly those from the stone, textile, and forest industries. Eco-friendly and thermal cement-based mortar mixes have been developed to address this gap. Various physical, mechanical, and functional properties have been analysed and discussed, including density, air voids, compressive and flexural strength, ultrasonic pulse velocity and thermal conductivity.

KEYWORDS: Mortar, diabase sludge, textile fibres, expanded granulated cork

1.- INTRODUCTION

One of the key priorities of the 2030 Agenda is to establish a sustainable development pathway that balances the environmental, social, and economic needs of present and future generations [1]. The United Nations Sustainable Development Goals (SDGs) serve as a blueprint for building a better and more sustainable future. The Green Deal represents the strategic roadmap for implementing the 2030 Agenda.

In this context, the European construction industry faces significant challenges that require tangible solutions. The sector needs to focus on the model of the Circular Economy and Energy-Efficient solutions. Recent studies have evaluated integrating industrial waste in cement-based mortar to reduce the environmental and energy impact utilizing stone sludge as filler to replace cement, textile waste as fibres to decrease the cracking or cork waste to increase its thermal insulation.

Diabase stone is very much appreciated due to its dark colour and mechanical properties. It is an intrusive igneous rock with distinctive characteristics that differentiate it from other common igneous rocks such as granite and basalt. No study was found that evaluated the use of diabase sludge as a construction material in mortar production. However, some studies have evaluated granite or basalt waste fines as fillers. Regarding flexural and compressive strength, the literature reveals a clear trend: a decrease in mechanical properties as the level of granite or basalt fines replacement increases in mortar [2, 3]. On the other hand, cork is a light, renewable and biodegradable material that is extracted from the bark of the cork oak tree (*Quercus Suber L*). The literature has revealed a general consensus that incorporating granulated cork in cement-based mortar improves their thermal resistance. A 71% reduction in thermal conductivity was measured for a mortar mix containing 80% expanded granulated cork as a substitute for sand, compared to the reference mortar [4]. Mortar mixes with 100 % expanded granulated cork can achieve thermal conductivity values of up to 0.080 $W.m^{-1}.K^{-1}$ [5].

Fibres have the ability to act as a bridge between the grains of the mortar matrix. When the fibres are uniformly distributed within the mortar, plastic shrinkage may be minimized and micro cracks are prevented from developing into macro cracks. The incorporation of textile threads as an alternative fibre reinforcement for cement-based mortars has been studied. In mortars with textile fibres, no visible shrinkage cracking or delamination from the masonry wall was detected after exposure to natural weather conditions for six months [6]. Moreover, mortar mixes with 1.5 cm long textile fibres incorporated as additions to a reference mortar at a volume ratio of 1.5 achieved mechanical strengths slightly higher than those of the reference mortar at 90 days [7].

The main objective of this research is to define the maximum percentages of combining diabase sludge with granulated cork and diabase sludge with textile fibres to be used in mortar mixes. The above description will enable the definition of mortar mixes combining three wastes: diabase sludge, granulated cork, and textile fibres, with confidence in future studies.

2.- MATERIALS AND METHODS

The wastes and materials used to produce the mortars of this research and experimental programme are reported in this section. The mortar mix composition and its preparation are described, along with the chosen tests.

2.1.- Materials

The diabase used in this study originated at the Dimension Stone Factory Villar del Rey Natural Stones S.L. in Spain. It was considered filler material due to its size distribution. The expanded granulated cork with sizes ranging from 0.5 to 2 mm was provided by *Amorim Group*.

Textile fibres were waste from *Fisipe Synthetic Fibre Portugal S.A*. The textile fibres were prepared in laboratory. The average length of the textile fibres was 1.5 cm. This study used CEM I 42.5 R, supplied by the *Secil Group* as the reference binder. Siliceous sands, including fine and coarse sands with particle sizes of 0-2 mm and 0-4 mm, respectively, were used. All sands were dried at 105 ºC. Regular drinkable tap water was used.

2.2.- Programme experimental

This research was divided into two experimental stages:

- First stage - a set of mortar mixes with different replacement ratios of cement with diabase sludge and the same flow value as the reference mortar mix was evaluated. The objective of this stage was to select the mortar mixes with the highest replacement of cement with diabase sludge that maintained: (1) the flow value and cohesion (mortar mix does not segregate) of the reference mortar mix and (2) an efficient mechanical behaviour taking into account that the main objective of this research was related to recycling. A strict flow range of 170 ± 2 mm was adopted;
- Second phase - a set of mortar mixes with diabase sludge and different replacement ratios of sand by granulated cork, along with the addition of textile fibres, were evaluated. The objective of this stage was twofold: (1) to select the mortar mixes with diabase sludge- granulated cork and diabase sludge-textile fibres that maintained the flow value and cohesion of the mortar mix with diabase sludge, and (2) to analyse their physical-mechanical and functional properties.

2.3.- Mix proportions and mixing

Mixing was done according to EN 196-1 [8]. The mix proportions produced are shown in Table 1. The same fractions of sand were replaced by expanded granulated cork.

2.4.- Tests

- *Consistency:* A consistency test was used to quantify the water content required to achieve a predefined flow value in the mortar. The consistency test was carried out according to EN 1015-3 [9]. The results were recorded in mm to the nearest 1 mm.
- *Dry bulk density and air voids*: This test was performed in accordance with ASTM C 642

[10] for hardened mortar. Three prismatic specimens (40 x 40 x 160 mm^3) per

mortar type, after 28 days of curing, were evaluated.

- *Flexural and compressive strength***:** This test was conducted according to the procedure outlined in EN 1015-11 [11] for hardened mortar. Three prisms (40 × 40 × 160 mm^3) for flexural strength and six semi-prisms (40 × 40 × 80 mm^3) for compressive strength per mortar mix at 28 days of age were evaluated.
- *Ultrasonic pulse velocity:* This test was carried out in accordance with EN 12504-4 [12] on hardened mortar. Three prismatic specimens (40 x 40 x 160 mm^3) per mortar mix, after 28 days of curing, were evaluated. Three longitudinal measurements were used.
- *Thermal conductivity:* After the curing period, as per standard ASTM D5930-17 [13], the thermal conductivity coefficient of four cylindrical samples per replacement ratio was measured using the ISOMET 2114 equipment, connected to a surface probe.
-

Table 1. Mortar mixes tested.

Mixes	*Cement* wt.	*Sand* vol.	*Diabase sludge* wt.	*Expanded cork* vol.	*Textile fibres* vol.
REFM	100%	100%	-	-	-
MD5	95%	100%	5%	-	-
MD10	90%	100%	10%	-	-
MD15	85%	100%	15%	-	-
MD20	80%	100%	20%	-	-
MD25	75%	100%	25%	-	-
MD30	70%	100%	30%	-	-
MD35	65%	100%	35%	-	-
MDC10	75%	90%	5%	10%	-
MDC20	75%	80%	5%	20%	-
MDC30	75%	70%	5%	30%	-
MDC40	75%	60%	5%	40%	-
MDC50	75%	50%	5%	50%	-
MDF0.5	75%	100%	5%	-	0.5%
MDF1	75%	100%	5%	-	1%
MDF2	75%	100%	5%	-	2%

3.- RESULTS AND DISCUSSION

In this section, the performance of the mortar mixes with diabase sludge, diabase sludge- expanded-granulated cork and diabase sludge-textile fibres is evaluated and

discussed.

3.1.- Mortar mixes with diabase sludge

The w/b ratio and mechanical properties were used to define the highest replacement ratio of cement in mortar mixes with diabase sludge.

3.1.1.- Fresh-state properties

Figure 1 shows that mortar mixes with diabase sludge at a constant flow value maintain or increase the required w/b up to 25% replacement. However, a decrease in the w/b ratio for replacements of 30% and 35% is perceived. This decrease may be due to segregation.

3.1.2.- Hardened-state properties

The flexural and compressive strength of mortar mixes with diabase sludge at 28 days are presented in Figure 2, together with the absolute range and standard deviation.

A negative trend of flexural and compressive strength is observed with the increase in diabase sludge content. The decrease of flexural and compressive strength compared to the reference mortar mix was up to 21% and 37%, respectively. According to Mashaly et al. [14],

the decrease in mechanical properties of the mortar with granite sludge is due to different factors. The mortar mix with 5% replacement presented a similar performance to that of the reference mortar mix. However, considering the primary objective of this research was recycling, it was decided to proceed to the second stage using a mortar mix with a 25% replacement of cement by diabase sludge.

o

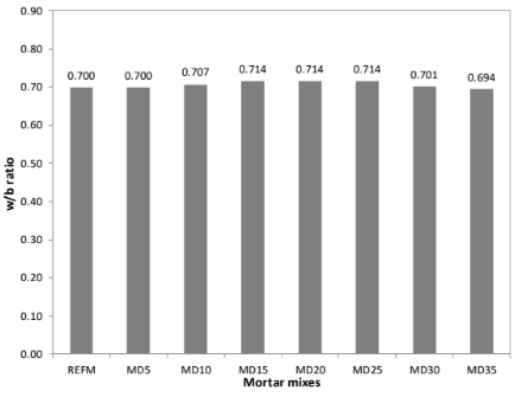


Figure 1. W/b ratios of the mortar mixes with diabase sludge.

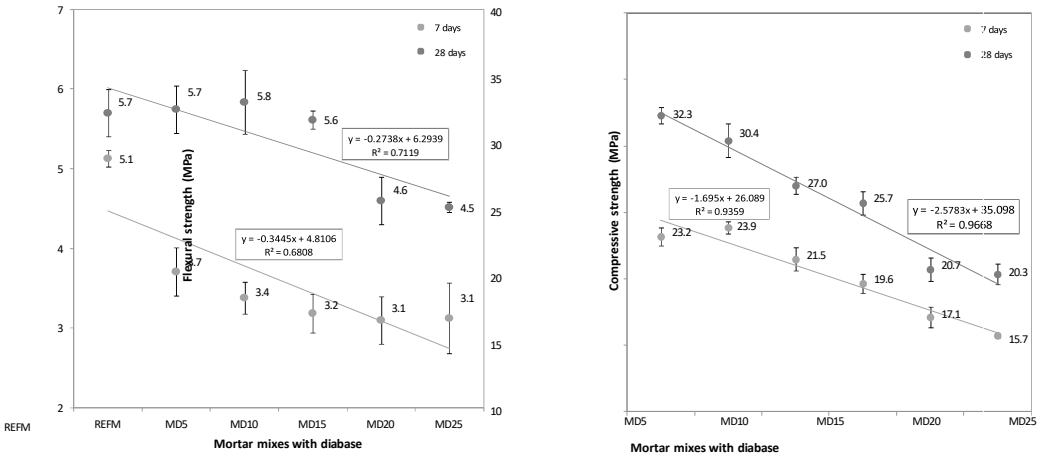


Figure 2. Flexural and compressive strength of the mortar mixes with diabase.

3.2.- Mortar mixes with diabase sludge and expanded granulated cork

The w/b ratio, physical-mechanical and functional properties were evaluated.

3.2.1.- Fresh-state properties

A decrease in fluidity of up to 30% is observed upon replacement (Figure 3). The higher fluidity at 40% may be due to the mortar mix segregating.

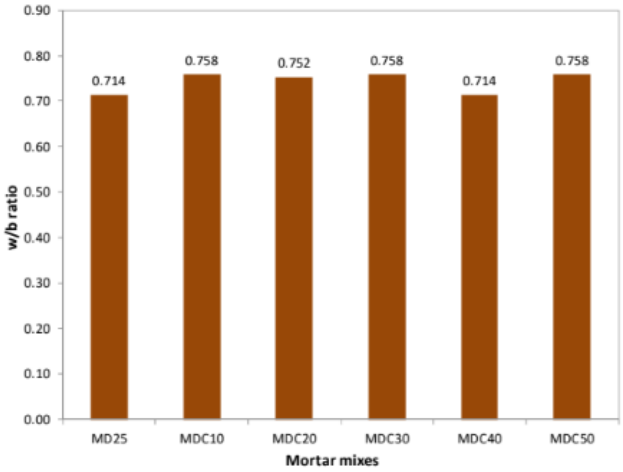


Figure 3. W/b ratios of the mortar mixes with diabase sludge-expanded granulated cork.

3.2.2.- Hardened-state properties

The dry bulk density (D), air voids (P), flexural strength (F), compressive strength (C), ultrasonic pulse velocity (UPV) and thermal conductivity (TC), together with the absolute range and standard deviation, are given in Table 2. A decrease in dry bulk density was observed with increasing granulated cork content, as it presents a lower density (48 kg/m³). As expected, the air void content was increased. It is well known that permeable porosity and material density are inversely related. Decreases in flexural and compressive strength of up to 72% and 32% were achieved. The lightness of the mixes with expanded granulated cork led to a decrease in UPV. A decrease in thermal conductivity of up to 35% is observed. However, MDC20 and MD30 do not show significant differences.

Table 2. Hardened-state properties of the mortar mixes.

Mixes	*D (kg/m³)*	*P (%)*	*F (MPa)*	*C (MPa)*	*UPV (m/s)*	*TC ($W.m^{-1}.K^{-1}$)*
MD25	2050±5.2	17.1±0.7	4.5±0.1	20.3±0.8	3663±37.0	1.7129±0.16
MDC10	1958±7.7	18.6±0.2	4.6±0.3	19.4±0.5	3615±24.9	1.3528±0.13
MDC20	1847±22.4	20.8±0.2	4.1±0.2	16.0±0.5	3400±30.4	1.1318±0.05
MDC30	1761±39.1	21.2±0.5	3.3±0.3	13.9±0.1	3303±34.2	1.1191±0.03

3.3.- Mortar mixes with diabase and textile fibres

The w/b ratio and physical-mechanical properties were evaluated in these mortar mixes.

3.3.1.- Fresh-state properties

Figure 4 shows that mortar mixes with diabase sludge-textile fibres at a constant flow value maintain or increase the w/b up to 1% replacement. However, a decrease in the w/b ratio for a replacement of 2% is perceived. This decrease may be due to segregation.

3.3.2.- Hardened-state properties

Table 3 shows the properties of mortar mixes with diabase sludge-textile fibres in the hardened state, together with the absolute range and standard deviation. The bulk density, mechanical properties and ultrasonic pulse velocity achieved slightly higher values when textile fibres were added. This behaviour could be attributed to a decrease in porosity as a consequence of the densification when fibres are added [15]. The addition of textile fibres leads to a slight rise in mechanical properties of up to 7%.

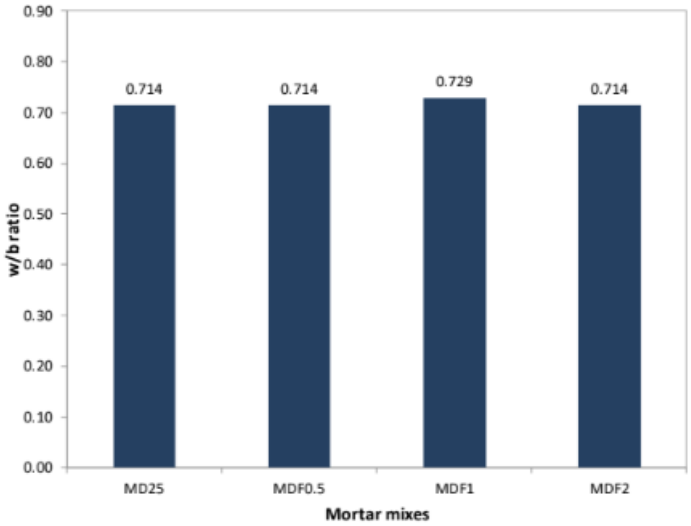


Figure 4. W/b ratios of the mortar mixes with diabase sludge-textile fibres.

Table 3. Hardened-state properties of the mortar mixes.

Mixes	*D (kg/m³)*	*P (%)*	*F (MPa)*	*C (MPa)*	*UPV (m/s)*
MD25	2050±5.2	17.1±0.7	4.5±0.1	20.3±0.8	3663±37.0
MDF0.5	2077±3.6	16.4±0.6	4.6±0.3	21.0±0.7	3779±27.2
MDF1	2052±9.3	16.6±0.3	4.8±0.1	21.8±0.8	3715±21.7

4.- CONCLUSIONS

The maximum percentage of diabase sludge-expanded granulated cork that can be combined in mortar mixes is 30%. Mortar mixes at higher percentages can segregate. The thermal performance increases by 35%, although the compressive strength decreases by 32%. The mortar mixes with textile fibres show a slight improvement of mechanical properties at 0.5% and 1.5%. In conclusion, mixes combining diabase sludge with granulated cork or textile fibres can be obtained up to a certain percentage. Despite these promising findings, further investigation is ongoing to discuss higher thermal efficiency, for example, using super-insulating aggregates.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the support of FCT and CERIS (UIDB/04625/2020), a research unit at IST-Universidade de Lisboa (Portugal), as well as project 101109675 Eco-Mortar 2.0- HORIZON MSCA-2022-PF-01, funded by the European Union.

REFERENCES

[1] The Sustainable Development Agenda—United Nations Sustainable Development. Available online: https://www.un.org/en/sitesearch?.

[2] Agrawal, Y., Siddique, S., Sharma, R. K., and Gupta, T., 'Valorization of granite production dust in development of rich and lean cement mortar', Journal of Material Cycles and Waste Management **23** (2021) 686-698.

[3] Dobiszewska, M. and Beycioğlu, A., 'Investigating the influence of waste basalt powder on selected properties of cement paste and mortar', in 'IOP Conference Series: Materials Science and Engineering', 245(2) (2017) 022027, IOP Publishing.

[4] Moreira, A., António, J., and Tadeu A., 'Lightweight screed containing cork granules: Mechanical and hygrothermal characterization', Cement and Concrete Composites **49** (2014) 1- 8.

[5] de Fátima Júlio, M., Soares, A., Ilharco, L. M., Flores-Colen, I., and de Brito, J., 'Aerogel-based renders with lightweight aggregates: Correlation between molecular/pore structure and performance', Construction and Building Materials **124** (2016) 485-495.

[6] Pinto, J., Peixoto, A., Vieira, J., Fernandes, L., Morais, J., Cunha, V. M., and Varum, H., 'Render reinforced with textile threads', Construction and Building Materials **40**, (2013) 26-32.

[7] Farinha, C. B., de Brito, J., and Veiga, R., 'Incorporation of high contents of textile, acrylic and glass waste fibres in cement-based mortars. Influence on mortars fresh, mechanical and deformability behaviour', Construction and Building Materials **303**, (2021) 124424.

[8] EN 196-1, Methods of testing cement: Part 1: Determination of strength, European Committee for Standardization (CEN), 2016.

[9] EN 1015-3, Methods of test for mortar for masonry: Part 3: Determination of consistence of fresh mortar (by flow table), European Committee for Standardization (CEN), 2020.

[10] ASTM C642, Standard Test Method for Density, Absorption, and Voids in Hardened Concrete, American Society for Testing and Materials (ASTM), 2021.

[11] EN 1015-11, Methods of test for mortar for masonry: Part 11: Determination of flexural and compressive strength of hardened mortar, European Committee for Standardization (CEN), 2000.

[12] EN 12504-4, Tests for concrete in structures - Part 4: Determination of sound velocity, European Committee for Standardization (CEN), 2005.

[13] ASTM D5930-17 ASTM D5930, Standard Test Method for Thermal Conductivity of Plastics by Means of a Transient Line-Source Technique (ASTM), 2017,

[14] Mashaly, A. O., Shalaby, B. N., and Rashwan, M. A., 'Performance of mortar and concrete incorporating granite sludge as cement replacement', Construction and Building Materials **169** (2018) 800-818.

[15] Romero-Gómez, M. I., Silva, R. V., Costa-Pereira, M. F., and Flores-Colen, I., 'Thermal and mechanical performance of gypsum composites with waste cellulose acetate fibres', Construction and Building Materials, **356** (2022) 129308.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Technical viability of recycled plastic fibres from food packaging companies for use as concrete reinforcement

Jhon Aguila[(1)], Adela P. Galvín[(1)], Auxi Barbudo[(1)], Neomar Briceño[(1)] Antonio López-Uceda[(2)]

[(1)] Construction Engineering Area, Universidad de Córdoba, España.
[(2)] Department of Mechanics, Universidad de Córdoba, España

ABSTRACT

The development of low-carbon construction materials is imperative, considering that the engineering and construction sectors account for approximately 34% of global final energy consumption and contribute to 37% of total CO_2 emissions. In this context, the decarbonization and resilience of the sector pose significant challenges. To achieve circular economic objectives, it is crucial to identify innovative alternatives that maximize the use of recycled materials by extending their life cycle through reintegration into new applications which ensures the achievement of circular economy criteria.

Commercial plastic macro-fibres are increasingly being utilized in fibre-reinforced concrete for engineering applications such as concrete pavements, precast elements, and ready-mixed concrete. For reinforced concrete, a range of waste materials with potential for reuse as recycled fibres are being investigated, aiming to preserve or enhance the mechanical performance of concrete while meeting sustainability and circularity criteria, both relevant aspects in a sector with a high environmental impact.

The material studied by the present research: plastic packaging wastes from the food industry, are multilayer composites (based on the combination of PET, PE, or PP with additional polymeric or aluminium layers to provide functional barriers. The study aims to assess the technical viability of different types of multilayer composites that are cut and prepared as reinforcing fibres derived from post-consumer multilayer plastic packaging, focusing on their compatibility with the performance characteristics of conventional plastic fibres used in FRC. The evaluation will consider different typologies as the base material, with the goal of developing technically viable and environmentally sustainable concrete reinforcement solutions

KEYWORDS: Reinforced plastic fibres, Circular economy, Low impact construction, Recycled concrete, Plastic wastes.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Experimental assessment of recycled concrete incorporating ceramic sanitary waste and fibers.

Fiorella Ramirez[(1)], Carlos A. Benedetty [(1)] and Luis A. Bedriñana [(1)]

[(1)] Department of Civil and Environmental Engineering, University of Engineering and Technology – UTEC, Lima, Peru.

ABSTRACT

The use of sanitary ceramic waste as recycled aggregate in concrete production offers a sustainable and promising alternative for the construction industry. This study investigates the effects of incorporating this waste material on the mechanical behavior of Steel Fiber-Reinforced Concrete (SFRC) and Polypropylene Fiber-Reinforced Concrete (PFRC). Both destructive and non-destructive tests were performed on specimens with and without recycled aggregate. In mixtures containing recycled aggregate, 25% of the natural coarse aggregate was replaced with recycled aggregate. The fiber content was set at 0.5% for steel fibers and 6 kg/m^3 for polypropylene fibers by volume. Experimental results demonstrate that incorporating recycled aggregates into concrete mixtures does not reduce compressive strength. On the contrary, SFRC and PFRC mixtures exhibited compressive strength values between 6% and 20% higher than those of their respective reference concretes. Furthermore, in the case of SFRC, it was observed that the elongated morphology of the recycled aggregates may contribute to a less random fiber orientation, thereby reducing the variability in residual strength. These findings confirm the mechanical feasibility of utilizing sanitary ceramic waste as a partial replacement for natural aggregates in fiber-reinforced concretes, supporting sustainable practices and more efficient resource utilization in construction.

KEYWORDS: recycled concrete, sanitary ceramic aggregate, steel fibers, polypropylene fibers.

1.- INTRODUCTION

In recent decades, the development of sustainable materials in the construction industry has gained growing importance, driven by the urgent need to reduce its substantial environmental impact [1]. Within this framework, the incorporation of recycled aggregates has emerged as a key alternative to promote the circular economy, minimizing both the depletion of natural resources and the generation of construction and demolition waste [2][3].

One of the most common sources of recycled aggregates is the demolition of buildings and infrastructure. However, such materials often suffer from significant technical drawbacks,

including heterogeneous composition, high water absorption, and reduced mechanical strength, which can impair the structural performance of concrete [2][4]. In contrast, sanitary ceramic waste—originating from controlled industrial processes—offers more homogeneous characteristics, with stable physical properties and lower water absorption, making it more compatible with cementitious matrices [5].

Moreover, incorporating these ceramic residues into new concrete mixtures not only represents an efficient reuse of valuable industrial waste but also helps mitigate the environmental footprint of the ceramic manufacturing sector, considered among the most polluting due to its high CO_2 emissions and intensive energy requirements. It is estimated that the ceramic industry emits between 300 and 500 kg of CO_2 per ton of product, approximately twice the emissions associated with conventional concrete production [6].

Despite the promising potential of using recycled sanitary ceramics as coarse aggregate in structural concrete, existing research remains limited. This gap becomes particularly relevant when considering their combined use with fiber-reinforcement technologies, such as steel or polypropylene fibers, which are widely recognized for enhancing the post-cracking behavior and ductility of concrete composites [7][8].

Therefore, this study aims to evaluate the mechanical performance and structural feasibility of fiber-reinforced concretes incorporating recycled sanitary ceramic aggregates. Through a comprehensive experimental program, this work seeks to contribute to the advancement of innovative and sustainable construction materials.

2.- EXPERIMENTAL PROGRAM

2.1.- Materials and specimen fabrication

Four types of fiber-reinforced concrete mixtures were developed in this study, differentiated by the type of fiber and coarse aggregate used. The mixtures incorporating steel fibers were designated as SFRC (Steel Fiber Reinforced Concrete), while those using polypropylene fibers were labeled as PFRC (Polypropylene Fiber Reinforced Concrete). In both cases, the suffix "-NA" (Natural Aggregate) refers to mixes with 100% natural coarse aggregate, and "-RA" (Recycled Aggregate) to those in which 25% of the natural coarse aggregate was replaced by recycled ceramic aggregate derived from sanitary ware waste. Accordingly, the mixtures were named SFRC-NA, SFRC-RA, PFRC-NA, and PFRC-RA.

Two types of natural coarse aggregates were used: Gravel N°1, with particle sizes ranging from 9.5 to 25 mm, and Gravel N°2, with sizes between 4.7 and 9.5 mm. The fine aggregate consisted of natural river sand with particles smaller than 4 mm. In the RA mixtures, recycled ceramic aggregate with sizes from 4.7 to 19 mm was employed as a partial replacement for the natural coarse fraction. **Figure 1** shows the morphology of the natural coarse aggregate and the recycled ceramic aggregate.



a) b)

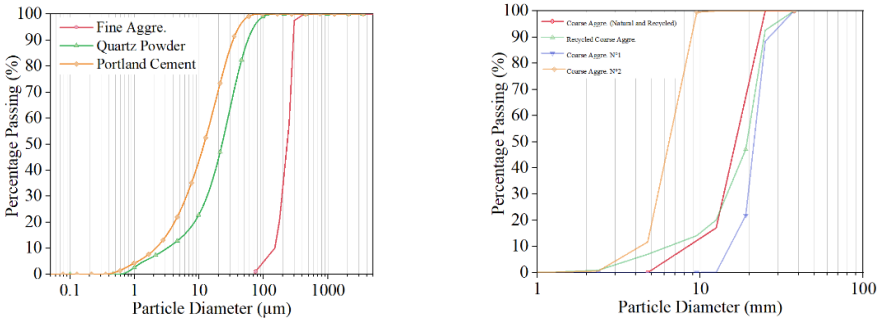
Figure 1. Morphology of a) natural coarse aggregate N°1 and b) recycled ceramic aggregate.

The physical properties of all aggregates—including density, moisture content, and water absorption—are summarized in **Table 1**. **Figure 2** represents the particle size distribution curves for the fine and coarse grains.

Table 1. Physical properties of aggregates.

Property	*Gravel N°1 [9,5/25 mm]*	*Gravel N°2 [4.7/9,5 mm]*	*Ceramic [4,7/19 mm]*	*Fine Sand*
Apparent density	0,21	0,48	0,20	0,52
Moisture content (wt. %)	2,80	2,69	2,32	2,69
Dry sample real density	2,74	2,65	2,30	2,63
Water absorption (wt. %)	0,66	0,52	0,52	0,74

To reinforce the concrete, two types of commercial fibers were employed: Sika Fiber CHO 65/35 NB steel fibers (L_f = 35 mm, d_f = 0.54 mm) and Sika Fiber Force-48 polypropylene fibers (L_f = 48 mm, d_f = 0.84 mm). The polypropylene fiber-reinforced concretes contained 6 kg/m³ of concrete, while those with steel fibers incorporated 0.5% fiber by volume, based on 1 m³ of concrete. **Table 2** presents the detailed mix proportions for each formulation.



a) b)

Figure 2. Particle size distribution curve: a) Fine particles and b) Coarse aggregates.

Table 2. Mix proportions of concrete studied.

Component	*Quantity [kg/m³]*			
	SFRC-NA	*SFRC-RA*	*PFRC-NA*	*PFRC-RA*
Portland Cement	448,24	448,24	448,24	448,24
Water	184,00	184,00	184,00	184,00
Ratio w/c	0,41	0,41	0,41	0,41
Superplasticizer	8,50	9,40	9,40	10,30
Quartz Powder	120,00	120,00	120,00	120,00
Natural FA	784,00	784,00	784,00	784,00
Natural CA N°1	393,00	488,10	393,00	488,10
Natural CA N°2	392,00	100,70	392,00	100,70
Recycled Ceramic Sanitary	-	196,24	-	196,24
Hooked End Steel Fiber	39,30	39,30	-	-
Polypropylene Fibers	-	-	6	6

2.2.- Test methods

For each concrete mix, four cylindrical specimens (100 × 200 mm) and four prismatic beams (100 × 100 × 400 mm) were prepared, resulting in a total of 16 cylinders and 16 beams. The mechanical characterization began with axial compression tests performed on the cylindrical specimens to evaluate compressive strength, following the ASTM C39/C39M standard [9]. The compressive strength results are presented in **Table 3**.

Flexural tensile strength tests were conducted on the beams following BS EN 14651:2005+A1:2007 [10]. The test setup is illustrated in **Figure 3**, where each beam was placed in direct contact with the support rollers. The Crack Mouth Opening Displacement (CMOD) was continuously recorded. The results are summarized in **Table 3**.



Figure 3. Flexural test setup (BS EN 14651).

In addition to these mechanical tests, Digital Image Correlation (DIC) was employed during the flexural tests to analyze crack initiation and propagation. A non-destructive Ultrasonic Pulse Velocity (UPV) test was also performed using a Pundit PL-200 device to assess internal concrete quality.

3.- TEST RESULTS AND DISCUSSION

Concrete constituents were initially characterized, and particle size distribution curves were generated to evaluate their gradation. Quartz powder was used as a filler. **Figure 2** shows the final gradation curve used for the coarse aggregate, resulting from the combination of conventional and recycled aggregates. This combined distribution was designed to achieve a more continuous gradation and ensure compatibility between natural and recycled materials, while maintaining similar granulometries for both.

Subsequently, physical characterization tests were carried out on the aggregates. The recycled ceramic aggregate presented an apparent density approximately 14.8% lower than that of the larger conventional coarse aggregate (Gravel N°1). However, its moisture content, apparent density, and water absorption values were comparable to those of the natural aggregates.

After proper curing of the specimens for 28 days, mechanical tests were conducted to evaluate the performance of the concrete mixtures. The results—including compressive strength and flexural tensile strength at the limit of proportionality—are presented in **Table 3**, with standard deviation values shown in parentheses. The partial replacement of natural coarse aggregates with recycled ceramic aggregates was found to negatively affect the workability of the concrete, which may have influenced the distribution of components and the quality of compaction during casting.

Table 3. Mechanical properties of concretes.

Concrete	$f_c\ [MPa]$	$f_{ct,L}^{f}\ [MPa]$
SFRC-NA	60,4 (1,99)	5,42 (0,83)
SFRC-RA	64,4 (2,10)	6,09 (0,26)
PFRC-NA	57,3 (0,64)	4,75 (0,28)
PFRC-RA	69,2 (3,91)	6,20 (0,21)

[Note] f_c = compressive strength, $f_{ct,L}^{f}$= flexural tensile strength at limit of proportionality, and ( )= standard deviation.

Both groups of mixtures exhibited similar behavior. The addition of steel fibers produced a hardening response after cracking, whereas polypropylene fibers resulted in a softening response. Both types of fibers were effective in controlling and limiting crack opening. This softening behavior observed in polypropylene fiber-reinforced mixtures can be attributed to their slip-dominated failure mechanism; owing to their relatively low interfacial bond strength with the cementitious matrix, fiber pull-out occurs progressively, leading to a gradual post-peak stress decay.

Figure 4 illustrates the behavior of the concretes in terms of residual flexural strength. The effect of recycled aggregate replacement varies depending on the type of fiber incorporated into the cementitious matrix. In mixtures reinforced with steel fibers, the substitution of

natural coarse aggregates with recycled ceramic aggregates led to a reduction in the variability of residual stresses.

This outcome may be attributed to the morphology of the recycled aggregates, which are more elongated and angular than conventional ones. Such shape characteristics may favor a more parallel alignment of the steel fibers relative to the aggregates, resulting in a more homogeneous fiber distribution and, consequently, a more consistent residual response. However, this may slightly reduce the overall residual strength. In contrast, this effect was not observed in mixtures reinforced with polypropylene fibers. The flexible nature of these fibers causes them to bend and adapt to the surrounding materials rather than align uniformly. It is also important to note that only four specimens per mixture were tested, as this study is still in an early exploratory phase.

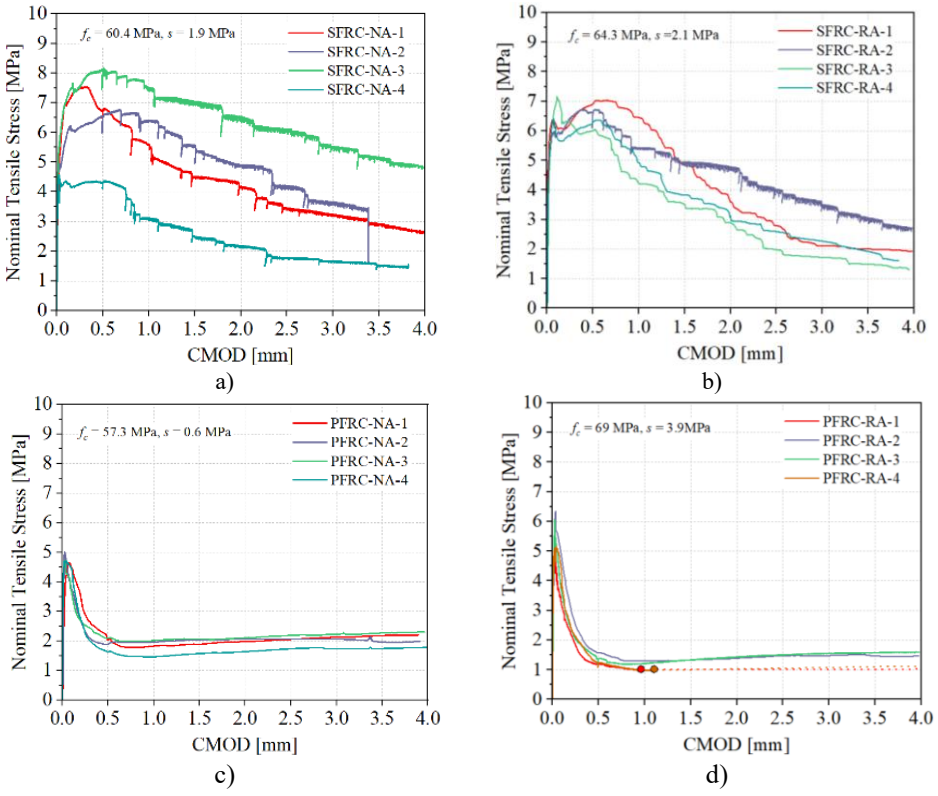


Figure 4. Nominal tensile stress - CMOD curves of a) SFRC-NA, b) SFRC-RA, c) PFRC-NA, and d) PFRC-RA.

Table 4. Residual flexural tensile strength values

Concrete	$f_{lop,k}$ *[MPa]*	$f_{R1,k}$ *[MPa]*	$f_{R2,k}$ *[MPa]*	$f_{R3,k}$ *[MPa]*	$f_{R4,k}$ *[MPa]*
SFRC-NA	3,25	2,31	0,00	0,00	0,00
SFRC-RA	5,39	4,41	2,51	0,61	0,36
PFRC-NA	4,02	1,40	1,32	1,56	1,48
PFRC-RA	6,20	1,46	1,33	1,49	1,52

The post-cracking behavior was characterized according to the fib Model Code 2010 [11], which assesses both residual strength and ductility. The graphs show the average stress at first crack and the residual stresses at their corresponding CMOD (Crack Mouth Opening Displacement) values, allowing for material classification.

The number represents the level of residual strength, based mainly on $f_{R1,k}$ (residual strength at a 0.5 mm crack opening). The letter (a, b, c, d, e) describes the post-cracking behavior type, defined by the shape of the stress–CMOD curve, particularly the $f_{R3,k}/f_{R1,k}$ ratio.

For the mixes with steel fibers, both were classified as Material 5a, indicating high residual strength with a brittle descending behavior and a rapid loss of strength.

For polypropylene fibers, the classification was Material 1e, which corresponds to low residual strength but very ductile behavior. Although the tensile resistance is low, it is maintained steadily as the crack opens, and the stress decreases progressively.

UPV tests were carried out to assess the internal quality and homogeneity of the concrete mixtures. This non-destructive method relates the wave propagation speed to the density and integrity of the material. According to various published studies, although not standardized, pulse velocities between 4500 and 5000 m/s are generally associated with high-quality concrete [12]. **Figure 5** shows the UPV results about the average compressive strength of each mix, illustrating the consistency between mechanical performance and internal quality.

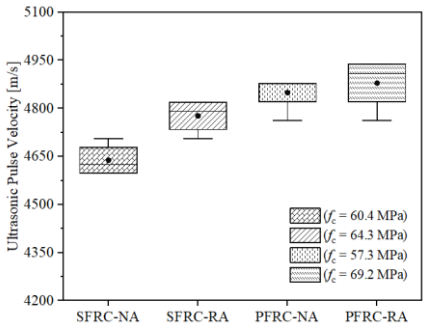


Figure 5. UPV to the average strength of each mix.

Finally, DIC was used to visualize crack patterns and validate the results (**Figure 6**). In the case of Material 5a (steel fibers), the formation of multiple cracks was observed, consistent with brittle behavior. For Material 1e (polypropylene fibers), fewer and narrower cracks were evident, confirming the fibers' effectiveness in limiting crack propagation.

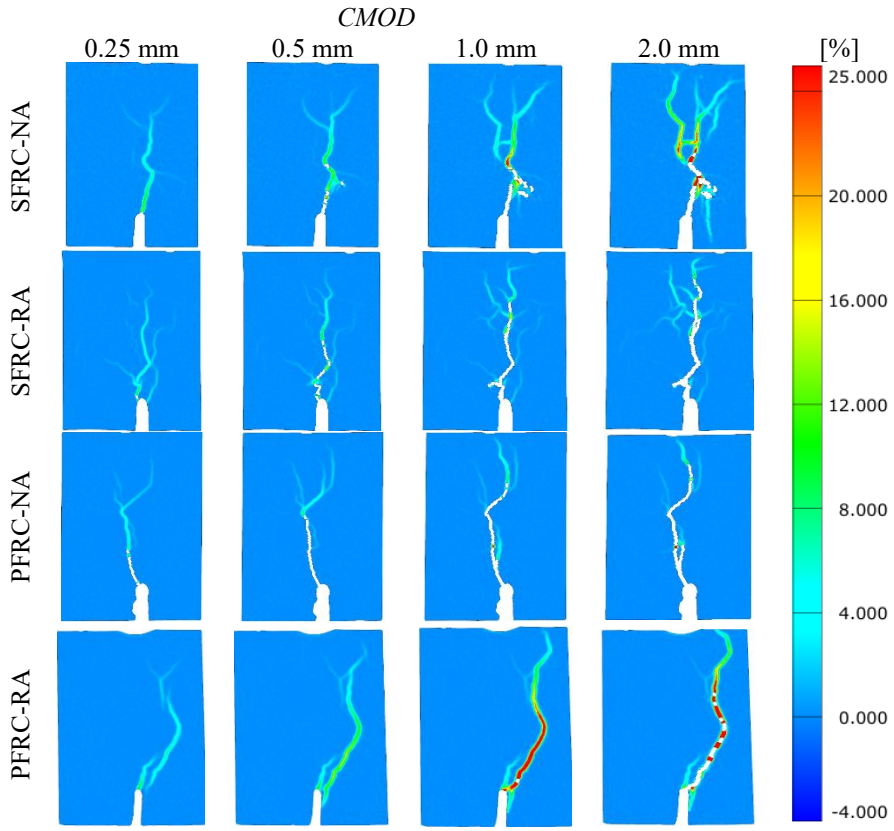


Figure 6. Evolution of the crack pattern obtained by DIC

4.- CONCLUSIONS

The partial replacement of 25% of natural coarse aggregate with recycled sanitary ceramic aggregate has proven to be a technically viable alternative, particularly in terms of mechanical performance. This substitution did not lead to reductions in key properties such as compressive strength. In contrast to recycled aggregates derived from mixed demolition waste, which typically exhibit lower and more heterogeneous mechanical behavior, sanitary ceramic aggregates showed greater material uniformity, contributing to consistent structural performance.

Additionally, the variability in the residual flexural response of concretes reinforced with steel fibers was reduced when incorporating recycled ceramic aggregate. This effect is

likely linked to the predominantly flat and elongated morphology of the recycled particles, which may promote a more uniform spatial orientation of the fibers, improving the overall homogeneity of the matrix.

Finally, UPV tests confirmed that the concrete mixtures incorporating recycled ceramic aggregates maintain internal quality and structural integrity comparable to those made with natural aggregates. The pulse velocities recorded, ranging between 4500 and 5000 m/s, fall within the range typically associated with high-quality concrete, reinforcing the suitability of these materials for structural applications.

ACKNOWLEDGEMENTS

This research was supported by the UTEC Seed Fund 2024. The authors gratefully acknowledge SIKA Perú for their assistance with the destructive tests and for supplying the fibers and superplasticizer.

REFERENCES

[1] L. H. Anh et al., "Life Cycle Assessment of River Sand and Aggregates Alternatives in Concrete," Materials, vol. 16, no. 5, 2023. doi: 10.3390/ma16052064

[2] S. B. Talaeitaba, M. Dehghani, "Combined porcelain ceramic and recycled concrete aggregates used as replacement for coarse aggregates in concrete," International Journal of Advanced Structural Engineering, vol. 4, no. 3, p. 739, 2022.

[3] C. Medina, M. I. Sánchez de Rojas, M. Frías, "Reuse of sanitary ceramic wastes as coarse aggregate in eco-efficient concretes," Cement and Concrete Composites, vol. 34, no. 1, pp. 48–54, 2012. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2011.08.015

[4] S. Ray et al., "Use of Ceramic Wastes as Aggregates in Concrete Production: A Review," Journal of Building Engineering, vol. 43, p. 102567, 2021. doi: 10.1016/j.jobe.2021.102567

[5] C. Medina, M. Frías, M. I. Sánchez De Rojas, "Microstructure and properties of recycled concretes using ceramic sanitary ware industry waste as coarse aggregate," Construction and Building Materials, vol. 31, pp. 112–118, 2012. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2011.12.075

[6] "Aumenta la producción y el consumo de cerámica mundial," El Periódico Mediterráneo, accessed May 21, 2024. [Online]. Available: https://www.elperiodicomediterraneo.com/ceramica/2023/02/27/aumenta-produccion-consumo-ceramica-mundial-83675514.html

[7] M. Hosseinzadeh, M. Dehestani, H. Samadvand, "A comprehensive quantitative bottom-up analysis of fiber-reinforced recycled-aggregate concrete behavior," Scientific Reports, vol. 13, no. 1, p. 4502, 2023.

[8] Md. Shahjalal et al., “Experimental study on the mechanical properties of recycled aggregate concrete using crumb rubber and polypropylene fiber,” CSCE Annual Conference, Canada, June 2019.
[9] ASTM International, ASTM C39/C39M-23: Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens, West Conshohocken, PA, USA, 2023.
[10] BS EN 14651:2005+A1:2007, Test method for metallic fibre concrete – Measuring the flexural tensile strength, 2007.
[11] Fédération Internationale du Béton (fib), fib Model Code for Concrete Structures 2010, Lausanne, Switzerland: fib, 2013.
[12] M. A. Amin, B. S. El-Sherbini, and M. A. Tayeh, "Concrete Quality Designation based on Ultrasonic Pulse Velocity," Construction and Building Materials, vol. 121, pp. 288–295, Oct. 2016.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Evaluation of the elasticity modulus of cement composite with brake lining waste using ultrasonic wave propagation and natural frequencies of vibration methods

João Batista Lamari Palma e Silva [(1)], Camila Tiemi Ozaki e Silva [(1)], Stephanie Cucolo Marçula [(1)], Pedro Serna Ros [(2)], Rosa Cristina Cecche Lintz [(1)], e Luísa Andréia Gachet [(1)]

[(1)] Faculdade de Tecnologia, Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), Brasil.

[(2)] Instituto de Ciencia y Tecnología Del Hormigón, Universitat Politècnica de València (UPV), España.

ABSTRACT

Transport vehicles, especially land vehicles, have linings and/or pads in their braking systems. When they reach their useful life, these linings and pads are usually discarded in landfills, as they have a low recycling or reuse rate. Therefore, this research aimed to evaluate, using different methods, the dynamic modulus of elasticity in cement composite with brake lining waste (BLW) from heavy trucks. Mortar was produced with partial replacement of sand by BLW, and the strengths in flexion and compression, as well as the modulus of elasticity, were analyzed using ultrasonic wave propagation (UWP) and natural frequency of vibration (NFV) methods. From the results obtained, it was possible to observe a reduction in the modulus of elasticity, regardless of the method used. This reduction is possibly associated with a decrease in composite density and an increase in voids. The use of this waste contributes to the reduction of the consumption of natural resources, as well as to concepts of Circular Economy, issues directly linked to the Sustainable Development Goals (SDG) of the United Nations (UN).

KEYWORDS: Mortar. Brake lining. Elasticity. Sustainability.

1.- INTRODUCTION

The modulus of elasticity of a material can be considered one of its most relevant properties, as it is associated with its ability to resist deformation under a certain force [1]. This module, associated with other mechanical parameters, can be used to predict deformation levels of a concrete structure, under different loading conditions [2].

The quality of a cement composite can be assessed through parameters such as compression strength. Consequently, the evaluation of the modulus of elasticity becomes relevant, due to its correlation with the compression strength [3]. Thus, several studies have evaluated the modulus of elasticity of cement composites, whether

through experimental, numerical or predictive analyses [4-6]. Although there are numerous studies in this filed, none have investigated more specifically the modulus of elasticity in cement composites with brake lining waste (BLW).

2.- BRAKE LINING WASTE

The production of brake linings for motor vehicles (Figure 1) uses friction materials separated into three groups: metallic, semi-metallic and non-metallic matrix. The semi-metallic matrix contains mostly iron powder, metal fibers, copper particles and ceramics. In turn, the non- metallic matrix uses organic and inorganic fibers, such as aramid fiber, carbon fiber and glass fiber [7,8].

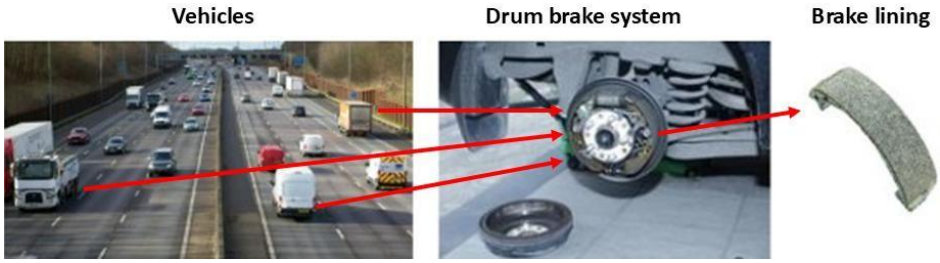


Figure 1. Brake system with drums and linings in motor vehicles

The friction composite, for a brake lining, whether semi-metallic or non-metallic, requires the use of a binder, which is usually a polymer. Such material in many cases is phenolic resin, which has low cost and good thermal stability. In addition to phenolic resin, solid lubricants are used, which can be graphite and/or rubber [9-12].

After use, brake linings and pads are usually discarded in landfills. In other words, there is a growing need for more space to dispose of this waste. Therefore, the use of this waste is of great importance for the environment, making it relevant to carry out research aimed at making use of such waste [13,14]. The use of waste from brake linings and pads in research into the production of cement composites (Table 1) is still small, although it presents promising results.

Table 1. Experimental use of friction material waste in cement composites

Composite	*Analysis*	*Comments*	*Reference*
Concrete	physical-mechanical	Increased compressive strength	[15]
Mortar	physical-mechanical	Increased flexural strength	[14]
Mortar	Mechanical and electric	Increased electrical conductivity	[16,17]
Mortar	Mechanical, electric and piezoresistive	Self-sensing response based on piezoresistivity effect	[18]

Although Silva *et al.* [18], analyzed the modulus of elasticity of cementitious composites with BLW, such analysis only employed the use of the ultrasonic wave propagation technique. Therefore, the present research aimed to evaluate the modulus of elasticity in cement composite with BLW, through ultrasonic wave propagation (UWP) and natural frequencies of vibration (NFV) methods, as well as physical-mechanical properties related to modulus.

3.- MATERIALS AND METHODS

The composite was produced in the form of mortar, using High Early Strength (HES) Portland cement (Holcim®) as the binder, quartz sand from the Limeira-SP region, water from the public water supply network of the aforementioned municipality and BLW. The selection and characterization of the materials used are included in our preliminary study [18]. The reference mix proportion (ME-00) was 1:2:0.45 (cement:sand:w/c ratio), based on the limits of the Brazilian Association of Technical Standards (ABNT) NBR 11173:1990 (reinforced mortar), with replacements of 10% (ME-10), 20% (ME-20) and 40% (ME-40) of the sand by BLW.

Prismatic specimens measuring 40 × 40 × 160 mm³ were produced and kept in a humid chamber for 7 and 28 days. They were characterized by the following parameters: 1) compressive and flexural strength according to standard ABNT NBR 13279:2005 (similar to UNE EN 1015-11:1999), using a universal testing machine 23-600-EMIC/Instron; 2) bulk density according to standard ABNT NBR 13280:2005, as well as determination of water absorption, void ratio and specific gravity according to standard ABNT NBR 9778:2005; 3) dynamic modulus of elasticity by ultrasonic wave propagation (UWP), determined using the USLab/Agricef device (Figure 2a), according to standard ABNT NBR 15630:2008 (similar to UNE EN 12504-4:2004) and by the natural frequencies of vibration (NFV), using the Sonelastic/ATCP *Engenharia Física* device (Figure 2b), according to standard ABNT NBR 8522-2:2021 (similar to ASTM E1876:2020).

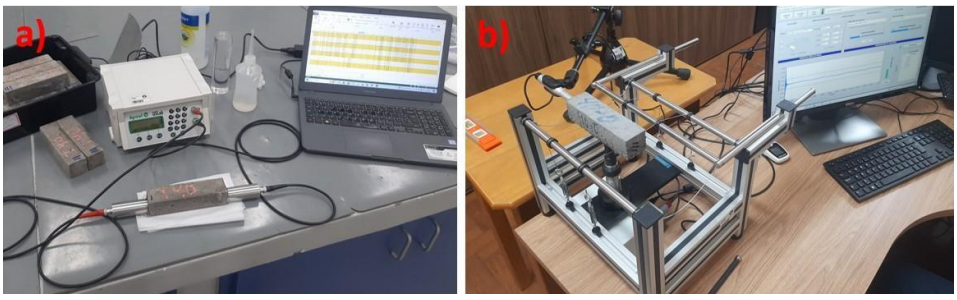


Figure 2. Determination of dynamic modulus of elasticity by UWP (a) and NFV (b)

Statistical analysis of the results was performed to verify the existence of a difference at a 95% significance level, using One Way ANOVA and Tukey Test variance analysis,

using the Origin Lab PRO software.

4.- RESULTS AND DISCUSSION

The expected reduction in compressive strength was observed (Figure 3), also found by Silva *et al.* [18], in a similar mix proportion. In the analysis of variance, a statistically significant difference was found between the results. In the Tukey Test analysis, it was found that only the ME-10 mix at 7 days did not present a statistically significant difference in the reduction of compressive strength, compared to the ME-00 mix.

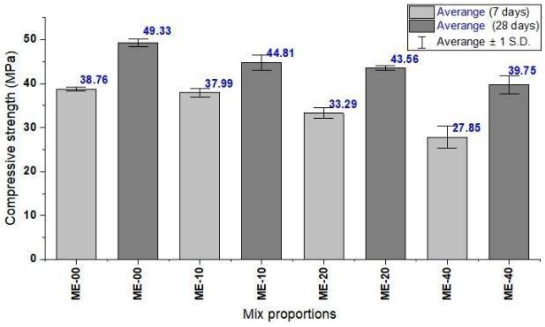


Figure 3. Compressive strength analysis at 7 and 28 days

Regarding flexural strength (Figure 4), relatively similar values were observed among all the mixes. The maintenance and/or little trend to increase this strength is associated with the possible existence of fibers in BLW. In the analysis of variance, it was found that there is no statistically significant difference between the results. In the Tukey Test analysis, it was found that only the ME-20 and ME-40 mixtures, both at 7 days, and ME-10 at 28 days, showed a statistically significant difference in the increase in flexural strength, compared to the ME-00 (reference).

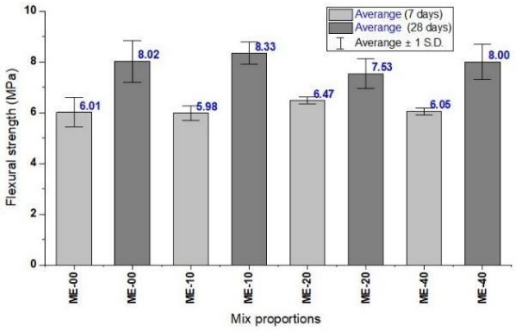


Figure 4. Flexural strength analysis at 7 and 28 days

To determine the dynamic modulus of elasticity by all methods used in this research, it was necessary to obtain the bulk density values, which is reduced as the sand is replaced by BLW (Figure 5). All mix proportions show statistically significant differences when

compared to the reference mix proportion (ME-00), whether at 7 or 28 days, in the analysis of variance and in the Tukey test.

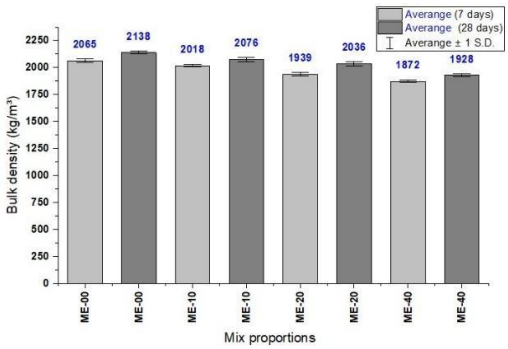


Figure 5. Analysis of bulk density in the hardened state at 7 and 28 days

In the analysis of dynamic modulus of elasticity by ultrasonic wave propagation (UWP), its reduction was observed in relation to the reference mix proportion (Figure 6). This reduction is possibly associated with the reduction in mortar density, with the replacement of sand by BLW, which causes a lower POU speed. In the analysis of variance, a statistically significant difference was found between the results. In the Tukey Test analysis, all the mix proportions showed a statistically significant difference in the reduction of the elastic modulus compared to the reference mix (ME-00).

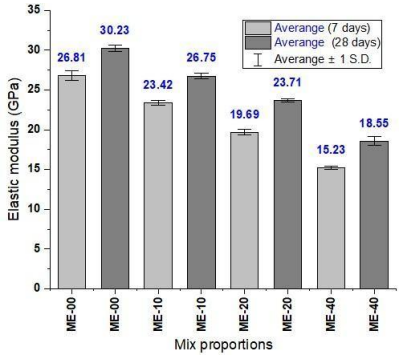


Figure 6. Dynamic elastic modulus analysis by ultrasonic wave propagation (UWP) at 7 and 28 days

In the comparative analysis between the dynamic elasticity modules (Figure 7) obtained by the longitudinal UWP methods *versus* longitudinal and flexural by the natural frequencies of vibration (NFV), it was observed that UWP was always greater than NFV, which was also observed by Mayer and Mello [19]. In the analysis of variance between the different methods for the same mix, a statistically significant difference was observed in all cases. In the analysis using the Tukey test, the ME-00 mix did not present a statistically significant difference between the modules obtained by the UWP

(longitudinal) *versus* NFV (longitudinal) methods. The ME-20 mix did not present any difference between the longitudinal and flexural types using the UWP method, most likely in the second case due to the high standard deviation (SD) obtained. All other cases presented statistically significant differences.

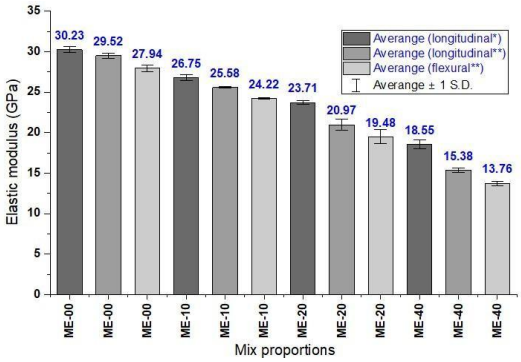


Figure 7. Analysis of dynamic elastic modulus by ultrasonic wave propagation (longitudinal*) and natural frequencies of vibration (longitudinal** and flexural**) at 28 days

Silva *et al.* [18], found that the specific mass of BLW is 22.57% lower than that of sand, which certainly causes a reduction in the density of the mortar. However, in the present research it was found that this reduction is also associated with the variation in specific gravity (Figure 8), which is directly related to the void ratio (Figure 9a) and water absorption (Figure 9b).

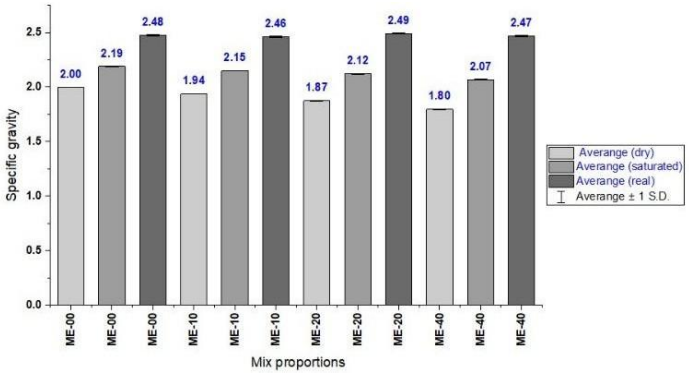


Figure 8. Analysis of specific gravity (dry, saturated and wet) in the hardened state at 28 days

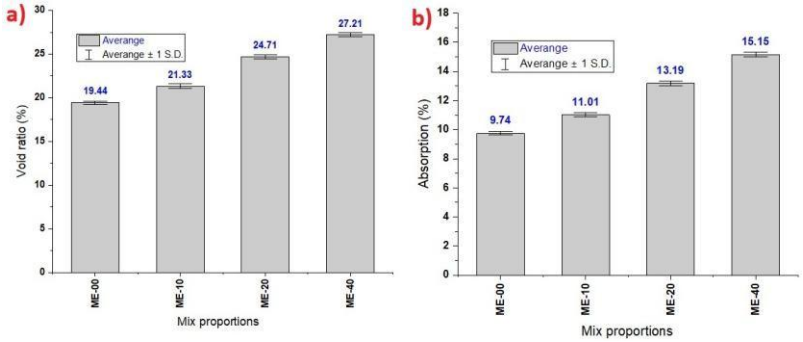


Figure 9. Analysis of void ratio (a) and water absorption (b) in the hardened state at 28 days

5.- CONCLUSIONS

The results of dynamic elasticity modulus obtained by the UWP and NFV methods show differences between them for the same mix. However, the variation with increasing BLW incorporation was consistent regardless of the method used. The lower density of BLW in relation to sand and the increase in the void ratio cause changes in the UWP speed and NFV, which directly influence the results of the dynamic elasticity modulus obtained. Thus, mitigating voids in cement composites with BLW can help reduce their influence on the modulus of elasticity.

As future work, it is suggested to investigate the determination of static modulus of elasticity in cement composites with BLW. Finally, the use of BLW contributes to the reduction of the consumption of natural resources, as well as to concepts of Circular Economy, issues directly linked to the Sustainable Development Goals (SDG) of the United Nations (UN).

ACKNOWLEDGEMENTS

This work has been supported by the following Brazilian research agencies: Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) - Finance Code 001; Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) proc. 310375/2020–7 and proc. 309102/2023–5; and Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) proc. 2023/05479–4 and 2021/11380-5. The authors also thank the Postgraduate Program in Technology of University of Campinas (UNICAMP).

REFERENCES

[1] Li, Z., Li, L., Cheng, S., 'Evaluation of modulus of elasticity of concrete containing both natural and recycled concrete aggregates', Journal of Cleaner Production 447 (2024) 141591.

[2] Alfonso, D., Dugarte, M., Carrillo J., Arteta, C.A., 'Effect of aggregate type on the

elastic modulus and compressive behavior of concrete: A case study in Colombia', Construction and Building Materials 411 (2024) 134131.

[3] Geriesh, M.M., Fath El-Bab, A.M.R., Mohamadien, H.A., Hassan, M.A., 'NDE of Concrete Strength and Elasticity Modulus Based on Jerk Measurement', J Nondestruct Eval 43 (2024).

[4] Revilla-Cuesta, V., Shi, J., Skaf, M., Ortega-López, V., Manso, J.M., 'Non-destructive density-corrected estimation of the elastic modulus of slag-cement self-compacting concrete containing recycled aggregate', Developments in the Built Environment 12 (2022) 100097.

[5] Liang, S., Du, H., Liu, Y., Chen, Y., Liu, J., Wei, Y., 'Experimental study and mesoscale finite element modeling of elastic modulus and flexural creep of steel fiber-reinforced mortar', Construction and Building Materials 363 (2023) 129875.

[6] Nalon, G.H., M.A. Alves, M.A., Pedroti, L.G., Lopes Ribeiro, J.C., Hilarino Fernandes, W.E., Silva de Oliveira, D., 'Compressive strength, dynamic, and static modulus of

cement-lime laying mortars obtained from samples of various geometries', Journal of Building Engineering 44 (2021) 102626.

[7] Jadhav, S.P., Sawant, S.H., 'A review paper: Development of novel friction material for vehicle brake pad application to minimize environmental and health issues', Materials Today: Proceedings 19 (2019) 209–212.

[8] Mulani, S.M., Kumar, A., Shaikh, H.N.E.A., Saurabh, A., Singh, P.K., Verma, P.C., 'A review on recent development and challenges in automotive brake pad-disc system', Materials Today: Proceedings 56 (2022)

[9] Shinde, D., Mistry, K.N., Jhavar, S., Pathak, S., 'A Review on Non-Asbestos Friction Materials: Material Composition and Manufacturing', AMR 1150 (2018) 22–42.

[10] Dante, R.C., 'Types of friction material formulas, Handbook of Friction Materials and Their Applications' (2016) 29–54.

[11] Gautier di Confiengo, G., Faga, M.G., 'Ecological Transition in the Field of Brake Pad Manufacturing: An Overview of the Potential Green Constituents', Sustainability 14 (2022) 2508.

[12] Shang, X., Yu, K., Zuo, X., Yang, H., 'Low wear braking material with high friction coefficient', Tribology International 173 (2022) 107608.

[13] Li, Y., Hu, X., Zhao, Y., Zhu, G., Wang, N., Pan, P., Peng, C., Sun, Y., 'Performance evaluation of asphalt mixture using brake pad waste as aggregate', Case Studies in Construction Materials 17 (2022) e01639.

[14] Wang, C., Huang, D., Fu, H., Wu, H., Qin, G., Sun, G., Guo, N., 'Effect of friction reclaimed materials of waste brake-shoe on basic performance of mortar', J. Wuhan Univ. Technol.-Mat. Sci. Edit. 32 (2017) 603–610.

[15] Wang, C., Huang, D., Peng, X., Fu, X., Guowen, S., Guo, N., 'The Effect of

Friction Reclaimed Materials of Train Waste Brake-shoe (FRMWBS) on Carbonization Resistance and Anti-chloride Corrosion of Rubber Concrete'. In: International Rilem Conference on Microstructure Related Durability of Cementitious Composites, 3., 2016b, Nanjing. Proceedings […]. p. 382-390.

[16] Silva, J.B.L.P. e, Lintz, R.C.C., Gachet, L.A., 'Analysis of the Electrical and Mechanical Properties of Cement Composite Produced with Brake Lining Waste', Advances in Science and Technology 149 (2024) 21–29.

[17] Silva, J.B.L.P. e, Silva, C.T.O. e, Marçula, S.C., Becker, A.R., Serna, P., Lintz, R.C.C., Gachet, L.A., 'Analysis of mortar with brake lining waste by electrical impedance spectroscopy', MATEC Web Conf. 403 (2024) 03002.

[18] Silva, J.B.L.P. e, Silva, C.T.O. e, Marçula, S.C., Becker, A.R., Serna, P., Lintz, R.C.C., Gachet, L.A., 'Self-sensing cement composite based on the piezoresistive effect with brake lining waste', Construction and Building Materials 456 (2024) 139273.

[19] Mayer, D. Mello, C.W.D., 'Study of the dynamic elasticity modulus in coating mortars', in: XIV Simpósio Brasileiro de Tecnologia das Argamassas, João Pessoa, 2023.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Valorização das lamas de estações de tratamento de água (ETA) do Algarve: Avaliação do potencial pozolânico em argamassas

Luis Carvalho[(1)], Miguel José Oliveira[(1)], Elisa M. J. da Silva[(1)] e António Bettencourt Ribeiro[(2)]

[(1)] Instituto Superior de Engenharia, Universidade do Algarve, Portugal.
[(2)] LNEC, Portugal.

RESUMO

Este estudo investiga a viabilidade de utilização de lamas calcinadas provenientes de estações de tratamento de água (ETA) do Algarve como material pozolânico em argamassas, visando reduzir o uso de cimento Portland e mitigar o impacto ambiental. As lamas, classificadas como resíduos não perigosos, são produzidas em grande escala e seu manejo é um desafio crescente no contexto sustentável. O projeto CIRCULamETA explora novas formas de aproveitamento destes resíduos. A metodologia incluiu, primeiramente, a caracterização e processamento das lamas, com calcinação a 800 °C, moagem e determinação das propriedades físicas (massa volúmica e granulometria). Em seguida, diferentes misturas de argamassa foram preparadas, variando-se as proporções de substituição do cimento pelas lamas calcinadas e aplicando diferentes adjuvantes superplastificantes. Ensaios de resistência à flexão e compressão permitiram avaliar o desempenho mecânico das argamassas.

Os resultados revelam desempenho mecânico semelhante à referência para substituição de 10%. Com substituição de 25%, observou-se redução inicial das resistências, porém recuperação significativa após 28 dias, principalmente quando trabalhada a calcinação prolongada e a utilização de adjuvantes. Destacou-se o índice de atividade de 0,81 para a lama de Alcantarilha calcinada por 4 horas. Conclui-se que as lamas calcinadas apresentam potencial técnico e ambiental como adição sustentável, contribuindo para redução das emissões do cimento e promoção da economia circular.

PALAVRAS-CHAVE: Lamas de ETA, calcinação, argamassas, material pozolânico, resistência mecânica.

1.- INTRODUÇÃO

A construção civil é responsável por elevado consumo de recursos naturais e emissões de CO_2, sobretudo pela produção de cimento Portland. O clínquer, principal componente do cimento, responde por até 90% dessas emissões (Berra et al., 2011; Fonseca et al., 2022). A busca por alternativas sustentáveis tem impulsionado o uso de materiais pozolânicos como

adições ao cimento, ampliando a reutilização de resíduos industriais e urbanos (Oliveira et al., 2017).

As ETAs geram lamas como subproduto do tratamento de água potável. Apesar de classificadas como resíduos não perigosos, o alto volume de produção constitui um desafio ambiental. No Algarve, operado pela Águas do Algarve, S.A. (AdA), são produzidas cerca de 5.000 toneladas anuais, com a ETA de Alcantarilha concentrando grande parte desse total (Fig. 1).

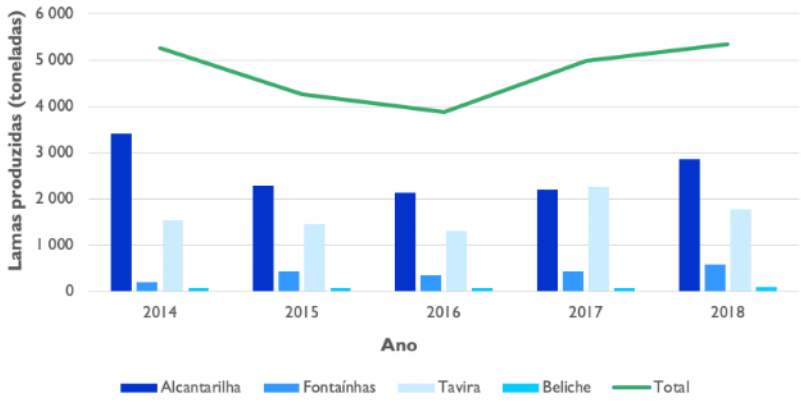


Figura 1. Produção anual de lamas desidratadas nas Estações de Tratamento de Água da região do Algarve, entre 2014 e 2018.
Fonte: Águas do Algarve, 2023.

Desde 2004, a AdA vem destinando essas lamas para valorização na indústria cimenteira, nomeadamente no Centro de Produção da Cimpor em Loulé, evitando a deposição em aterros e contribuindo para a preservação de recursos naturais e a minimização dos impactos ambientais (Águas do Algarve, 2023). Essa prática atende aos princípios da economia circular, buscando maximizar a reutilização de resíduos e minimizar os impactos associados ao ciclo produtivo (Mattoso et al., 2024). Dada a escassez futura de materiais pozolânicos convencionais, como cinzas volantes, é fundamental investigar alternativas viáveis, como as lamas de ETA calcinadas. Estudos recentes mostram que a calcinação dessas lamas pode conferir reatividade pozolânica, tornando-as aptas para aplicações em compósitos cimentícios (Mattoso et al., 2024). O presente trabalho avalia o uso das lamas calcinadas das ETAs de Alcantarilha e Beliche como adição pozolânica em argamassas, integrando-se às ações do projeto CIRCULamETA e contribuindo para soluções mais sustentáveis e inovadoras no setor da construção.

2.- MATERIAIS E MÉTODOS

2.1.- Origem e Preparação das Lamas

As lamas utilizadas neste estudo foram coletadas nas Estações de Tratamento de Água (ETAs) de Alcantarilha e Beliche, localizadas no Algarve, Portugal. A ETA de Alcantarilha abastece cerca de 620.000 habitantes, tratando águas superficiais da barragem de Odelouca e subterrâneas das captações de Vale da Vila e Benaciate. O processo inclui pré-oxidação com ozono, coagulação química (policloreto de alumínio), adsorção com carvão ativado, floculação, decantação lamelar, filtração rápida em areia e desinfeção por cloro. As lamas geradas são homogeneizadas com leite de cal para ajuste de pH e desidratadas em filtro prensa (Águas do Algarve, s.d.). A ETA de Beliche, com capacidade máxima de 12.960 m^3/dia, atende os concelhos de Castro Marim, Alcoutim e Vila Real de Santo António, especialmente em períodos sazonais. O tratamento inclui pré-oxidação com ozono, remineralização com dióxido de carbono e leite de cal para correção da dureza e alcalinidade, coagulação, adsorção com carvão ativado, decantação estática, filtração, ajuste de pH final com soda cáustica e desinfeção por cloro. As lamas são espessadas e desidratadas por centrifugação (Águas do Algarve, s.d.).

2.2.- Processamento Laboratorial das Lamas

O processamento laboratorial das lamas provenientes das ETAs de Alcantarilha e Beliche teve como objetivo preparar este material para a sua utilização como adição pozolânica em argamassas. A recolha das lamas foi realizada diretamente nos equipamentos de desidratação das respetivas ETAs, sendo o material armazenado em recipientes plásticos s e transportado para o laboratório. Após a chegada ao laboratório, as amostras permaneceram reservadas em ambiente protegido de contaminações e exposição direta à luz solar ou fontes de calor, até ao início do processamento.

Para remoção da humidade livre, as lamas foram submetidas a secagem em estufa ventilada a 110 °C durante 24 horas. Terminando este período, o material seco foi deixado a arrefecer à temperatura ambiente. Seguidamente, procedeu-se à calcinação do material seco, realizada em mufla, à temperatura de 800 °C durante 1 hora, com o intuito de eliminar a matéria orgânica remanescente e promover a ativação térmica dos constituintes minerais. Verificou-se também a calcinação por mais 3 horas (classificado como "+C" nos quadros abaixo) além do que já estava calcinado de forma a analisar como o tempo de calcinação afeta no resultado. Após concluir-se esta etapa, o material foi deixado novamente a arrefecer à temperatura ambiente.

O produto calcinado foi então submetido ao processo de moagem, recorrendo a um moinho de bolas, durante o tempo necessário até à obtenção de um pó homogéneo para incorporação em misturas cimentícias. Sobre estes produtos moídos foram determinadas as massas volúmicas e as finuras Blaine (NP EN 196-6), tendo-se obtido, respetivamente, os seguintes resultados para os materiais provenientes de Alcantarilha e Beliche: massas volúmicas 2,68 e 2,52 g/cm^3; finura 19.300 e 16.680 cm^2/g. Por fim, o material moído foi acondicionado em recipientes fechados e mantido em local seco e protegido até à realização dos ensaios de formulação e caracterização das argamassas.

2.4.- Preparação das Misturas e Ensaios

A preparação das argamassas foi realizada de acordo com o procedimento estabelecido na NP EN 196-1, incluindo a utilização de areia normalizada e proporções recomendadas para cimento e água. Para as misturas contendo lama calcinada, esta foi incorporada parcialmente em substituição do cimento, conforme os teores definidos experimentalmente (10% e 25%, em massa). Para todas as formulações, respeitou-se a relação água/ligante de referência, ajustando-se quando necessário através do uso de adjuvantes superplastificantes (SP1, SP2), os quais foram adicionados apenas após a incorporação dos restantes constituintes. As variações de composição, teor de substituição da lama, tipo e presença de adjuvante, bem como a respetiva origem das lamas (ALC- Alcantarilha ou BEL - Beliche), encontram-se sistematizadas no Quadro 1.

Quadro 1. Composição das misturas estudada (gramas) e espalhamento (mm)

Código	*Cem I 52.5R*	*Lama Calcinada*	*Areia normalizada*	*Água*	*SP*	*Espalhamento (mm)*
REF	450	0	1350	225	0	201
ALC10SP1	405	45	1350	225	5,8 SP1	185
ALC25SP1	337,5	112,5	1350	225	14 SP1	230
ALC25SP2	337,5	112,5	1350	225	7,5 SP2	215
ALC25SP2+C	337,5	112,5	1350	225	11,5 SP2	250
BEL10SP1	405	45	1350	225	3,1 SP1	220
BEL25SP1	337,5	112,5	1350	225	20 SP1	230
BEL25SP2	337,5	112,5	1350	225	10 SP2	250
BEL25SP2+C	337,5	112,5	1350	225	15 SP2	260

O grau de consistência das argamassas foi avaliado por meio do ensaio de espalhamento (ASTM C1437-07), registando-se valores entre 185 e 260 mm em função da mistura, conforme apresentado no quadro anterior. A moldagem ocorreu de acordo com o cronograma experimental, sendo realizados ensaios para as idades de 2 e 28 dias, conforme definido para cada lote. Cada mistura foi utilizada para a produção de três corpos de prova prismáticos (40 × 40 × 160 mm³), imediatamente após a amassadura. Os provetes foram mantidos nos moldes a 20 ± 2 °C e humidade relativa superior a 95%, cobertos, durante 24 horas. Após este período, os corpos de prova foram desmoldados e mantidos submersos em água à temperatura de 20ºC até ao momento do ensaio de resistência.

Os ensaios de resistência à flexão (Rf) e compressão (Rc) foram realizados em prensa conforme os requisitos e procedimentos da NP EN 196-1, obtendo-se, para cada grupo, os valores médios em diferentes idades. O ensaio de flexão foi conduzido em três provetes; as metades resultantes foram usadas na compressão axial, permitindo análise comparativa do desempenho mecânico das argamassas.

3.- RESULTADOS

Os resultados dos ensaios mecânicos das argamassas de referência e das modificadas com lamas calcinadas encontram-se resumidos nos Quadros 2 e 3, para as idades de 2 e 28 dias, respetivamente. Esses quadros apresentam para cada mistura a origem da lama, o teor de substituição, o tipo de adjuvante, as resistências à flexão (Rf) e compressão (Rc), o índice de atividade (IA, resultado obtido em proporção da referência) e a razão Rf/Rc. A dispersão dos valores individuais obtidos relativos à resistência à compressão verificou o critério de aceitação referido na NP EN 196-1.

Quadro 2. Resistência mecânica das argamassas aos 2 dias

Código	*Lama*	*Subst. [%]*	*SP*	*Rf MPa*	*Rc MPa*	*IA*	*Rf/Rc*
REF	Referencia	0	-	6,47	32,60	1.00	0,2
ALC10SP1	Alcantarilha	10	SP1	5,95	28,94	0,89	0,21
ALC25SP1		25	SP1	3,99	6,94	0,21	0,58
BEL10SP1	Beliche	10	SP1	6,28	28,55	0,88	0,22
BEL25SP1		25	SP1	2,46	4,22	0,13	0,58

Quadro 3. Resistência mecânica das argamassas aos 28 dias

Código	*Lama*	*Subst. [%]*	*SP*	*Rf MPa*	*Rc MPa*	*IA*	*Rf/Rc*
REF	Referencia	0	-	8,74	57,88	1.00	0,15
ALC10SP1	Alcantarilha	10	SP1	9,03	51,54	0,89	0,18
ALC25SP1		25	SP1	8,77	43,16	0,75	0,20
ALC25SP2		25	SP2	8,20	43,04	0,74	0,19
ALC25SP2+C		25	SP2	10,30	47,11	0,81	0,22
BEL10SP1	Beliche	10	SP1	8,84	49,84	0,86	0,18
BEL25SP1		25	SP1	6,85	30,17	0,52	0,23
BEL25SP2		25	SP2	8,38	36,56	0,36	0,23
BEL25SP2+C		25	SP2+C	7,16	28,96	0,50	0,25

As figuras 2 e 3 seguintes apresentam graficamente os valores registados para as duas lamas assim como os valores do IA para as percentagens de substituição de 25%.

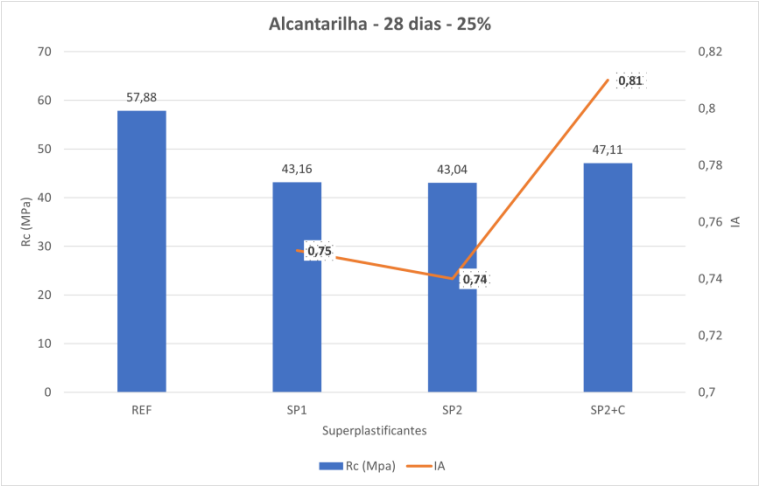


Figura 2. Resistência à compressão (Rc) e Índice de Atividade (IA) aos 28 dias para misturas com 25% de lama de Alcantarilha e diferentes adjuvantes.

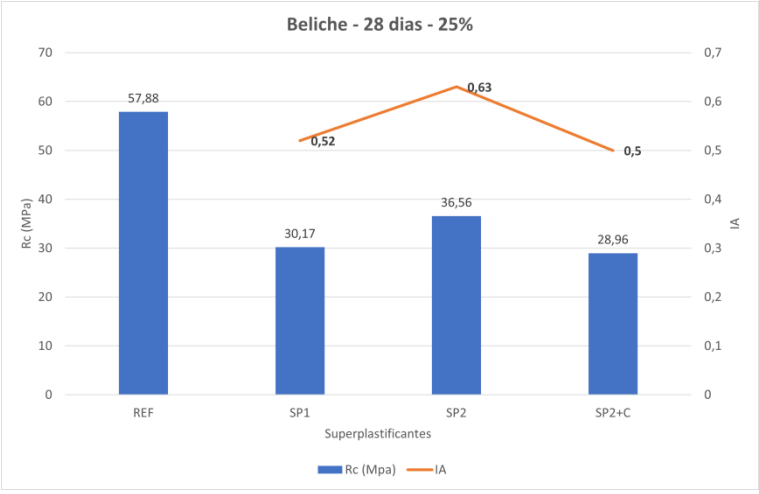


Figura 3. Resistência à compressão (Rc) e Índice de Atividade (IA) aos 28 dias para misturas com 25% de lama de Beliche e diferentes adjuvantes.

Para substituições de 10%, as argamassas com lama calcinada mantêm resistências próximas às da referência, apresentando índices de atividade em torno de 0,9 desde os primeiros dias de cura, o que evidencia um aceitável desempenho das lamas em baixas dosagens.

Quando a substituição atinge 25%, observa-se inicialmente uma queda significativa nas resistências, porém ocorre uma recuperação importante após o período de cura. O efeito do adjuvante SP2 sobre a lama de Alcantarilha sujeita a mais tempo de calcinação, SP2+C, mostrou-se muito eficaz resultando na maior resistência à compressão de 47,11 MPa e índice de atividade de 0,81 — valor superior ao esperado considerando a redução para 75% de cimento na mistura. Esse desempenho superior está, provavelmente, mais associado ao maior tempo de calcinação ("+C"), que contemplou uma etapa adicional de 3 horas (totalizando 4 horas a 800 °C). Essa extensão do tempo de calcinação pode ter aumentado a reatividade pozolânica do material, promovendo melhor ativação térmica dos seus componentes minerais e, consequentemente, melhor desempenho mecânico.

4.- CONCLUSÕES

• As lamas calcinadas das ETAs de Alcantarilha e Beliche apresentam potencial para uso em argamassas, especialmente em teores de 10%, mantendo desempenho similar à referência.

• Nas lamas de Alcantarilha, o incremento do tempo de calcinação de 1 hora para 4 horas fez melhorar a reatividade, tendo-se atingido, para 25 % de substituição, um índice de atividade de 0,81 aos 28 dias, o que posiciona o desempenho deste material como materiail pozolânico.

• A valorização das lamas de ETA em substituição parcial do cimento pode contribuir para práticas de construção mais sustentáveis e alinhadas à economia circular. Este estudo constitui o ponto de partida para a continuação das investigações para a valorização deste subproduto.

AGRADECIMENTOS

Os autores expressam seu sincero agradecimento à Águas do Algarve, S.A., pela colaboração essencial no projeto CIRCULamETA e pela disponibilização das lamas das ETAs de Alcantarilha e Beliche, fundamentais para o desenvolvimento experimental deste estudo.

Esta investigação foi financiada total ou parcialmente pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia, I.P. (FCT, https://ror.org/00snfqn58) sob o Financiamento UID/6438/2025 (https://doi.org/10.54499/UID/06438/2025) da unidade de investigação CERIS.

REFERÊNCIAS

[1] Berra, M., De Casa, G., Dell'Orso, M., Galeotti, L., Mangialardi, T., Paolini, A.E., Piga, L., 'Reuse of Woody Biomass Fly Ash in Cement-Based Materials: Leaching Tests', In: Insam, H. and Knapp, B.A. (eds.), Recycling of Biomass Ashes, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011, pp. 133-146.

[2] Fonseca, T.V., dos Anjos, M.A.S., Ferreira, R.L.S., Branco, F.G., Pereira, L., 'Evaluation of self-compacting concretes produced with ternary and quaternary

blends of different SCM and hydrated-lime', Construction and Building Materials 320 (2022) 126235.

[3] Oliveira, M.V., Pereira, M.O., de Souza, E.G., 'Mechanical behavior of concrete blocks with addition of recycled vegetable fibers', Construction and Building Materials 151 (2017) 355-364.

[4] Águas do Algarve, 'Acordo específico de cooperação de caracterização de lamas de ETA para aplicação na agricultura', disponível em: https://www.aguasdoalgarve.pt/noticias/acordo-especifico-de-cooperacao-de-caracterizacao-de-lamas-de-eta-para-aplicacao-na (08 dez. 2024).

[5] Mattoso, L.H.C., dos Reis, R.J., da Silva, F.C., Brito, A.G., 'Incorporation of lignocellulosic residues in biopolymer composites: characterization and properties', Materials 17 (2024) 1824.

[6] Águas do Algarve, 'Campanha de monitorização da qualidade da água de abastecimento', disponível em: https://www.aguasdoalgarve.pt/node/449/ (Acesso em: 19 mar. 2025).

[7] Águas do Algarve, 'ETA de Alcantarilha', disponível em: https://www.aguasdoalgarve.pt/content/eta-de-alcantarilha (Acesso em: 28 mar. 2025).

[8] Águas do Algarve, 'ETA de Beliche', disponível em: https://www.aguasdoalgarve.pt/content/eta-de-beliche (Acesso em: 28 mar. 2025).

[9] Carvalho, L.F.B., Vasconcelos, R.P., 'Utilização de cinzas de lodo de efluentes industriais em substituição parcial ao cimento Portland na produção de argamassas', Trabalho de Graduação, Universidade Federal do Amazonas (UFAM), 2019.

[10] Katayama, M., Silva, M.L., Vilar, V.J.P., et al., 'Quantificação da produção de lodo de estações de tratamento de água de ciclo completo: uma análise crítica', Revista Engenharia Sanitária e Ambiental, vol. 28, n. 3, pp. 489-499, 2023.

[11] Gomes, S. C. 'Effect of recycled natural water treatment sludge and biochar on the mechanical performance and hydration kinetics of Portland cement composite'. Dissertação (Mestrado em Engenharia) — University of Technology Sydney, Faculty of School of Civil and Environmental Engineering, 2020.

[12] Oliveira, M. J., Ribeiro, A. B., Silva, A. S., Branco, F. G., 'Estudo preliminar sobre a utilização de argilas calcinadas do Algarve como material cimentício suplementar', Congresso Luso-Brasileiro de Materiais de Construção Sustentáveis, 6-8 novembro 2024, Instituto Superior Técnico, Lisboa, Portugal.

[13] Teixeira, E. R., Mateus, R., Camões, A. F., Bragança, L., Branco, F. G., 'Comparative environmental life-cycle analysis of concretes using biomass and coal fly ashes as partial cement replacement material', *Journal of Cleaner Production*, 2015, https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2015.09.124.

[14] Silva, D. C. M. 'Valorização de lamas de ETA na operação de decantação primária assistida em ETAR'. Dissertação (Mestrado Engenharia do Ambiente) — Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, 2017.

11- AVALIAÇÃO DA SUSTENTABILIDADE | EVALUACIÓN DE LA SOSTENIBILIDAD

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Setting Limits –US Buy Clean Procurement Policies to Decarbonize Concrete

Tien Y. Peng [(1)]

[(1)] GreenPlum Street LLC, Seattle, Washington, USA

ABSTRACT

In the past few years, ambitious climate policies have been passed on both sides of the Atlantic. Governmental entities seeking to reduce their industrial environmental impacts have established emissions disclosure and performance standards for construction materials. European Union Member States have deployed green industrial policies to cut emissions to meet the Green Deal such as the Carbon Border Adjustment Mechanism (CBAM). Meanwhile in the United States, several states and local jurisdictions have enacted Buy Clean laws to transform the marketplace. With concrete's carbon emissions from construction representing significant greenhouse gas contributions annually, low carbon solutions in public procurement policies address the emissions of these materials. Because cement, the major constituent of concrete, accounts for the most significant portion of its carbon footprint, it is imperative for builders, manufacturers, and policymakers to prioritize this issue as global cement production is predicted to increase.

KEYWORDS: Buy Clean, embodied carbon, environmental product declarations.

1.- INTRODUCTION

1.1.- Embodied carbon

The landmark Paris Agreement (2016) brings all nations into a common cause to undertake ambitious efforts to combat climate change and adapt to its effects. The central aim is to strengthen the global response to the threat of climate change by keeping a global temperature rise this century well below 2 degrees Celsius above pre-industrial levels and to pursue efforts to limit the temperature increase even further to 1.5 degrees Celsius. The European Union (EU) is moving towards implementing limits on industrial global warming potential (GWP) as part of its broader climate goals. This is driven by the European Green Deal, which aims for climate neutrality by 2050 and sets targets for reducing emissions **[**[i]**]**. Meanwhile the United States (US) federal government has largely used financial incentives to encourage climate-friendly behavior. Under the Biden Administration, a broad range of programs in the Bipartisan Infrastructure Law and the Inflation Reduction Act (2022) motivate investments in clean energy, battery storage, and resilient infrastructure.

To realize 2050 climate ambitions all sectors of the economy must decarbonize. Currently, buildings account for 42% of energy related global CO_2 (a.k.a. carbon) emissions, demonstrating the importance of the building and construction sector in fulfilling these ambitions. Of this sector's contribution, 28% comes from operational carbon with 11% arising from the energy used to produce building and construction materials **[**[ii]**]**, usually referred to as **embodied carbon (EC)**. Most of a building's total EC is released *upfront* in the product stage at the beginning of a building's life. Unlike with operational carbon which was the focus of earlier climate policies, there is no chance to decrease EC with updates in efficiency after the building is constructed.

Cement, the key ingredient of concrete, is one of the most important sources of material-related emissions in construction and is responsible for around 7% of global carbon emissions **[**[iii]**]**. Cement manufacturing requires very high temperatures during production, making it energy intensive and the chemical reactions that take place during manufacture also release CO_2 directly. Much of the energy for industrial heat for cement production is still supplied by fossil fuels such as coal, oil and gas. Global cement consumption is projected to increase by 12-23% by 2050 **[**[iv]**]**. At these levels, even small reductions in embodied emissions could prevent millions of tons of carbon emissions each year. These reductions can be achieved with design and material choices available today by leveraging material-efficient design, dematerialization, and readily available low embodied-carbon building materials.

In 2022, US cement production contributed 41.9 million metric tons of carbon dioxide equivalent ($MtCO_2e$) to global greenhouse gas emissions representing 10.9% of the total emissions from industrial processes and product use in the US **[**[v]**]**. The Iberian Peninsula's total cement production share of CO_2 in 2022 was 14.7% (3.3% and 11.4%, Portugal and Spain respectively) with a reduction of 30% for Portugal and 37% for Spain since 1990. However, like most EU Member States, they will still need to find low-carbon solutions to achieve their climate goals **[**[vi]**]**. The cross-fertilization of climate policies across the Atlantic compels us to examine the wisdom on climate-related industrial policies.

1.2.- Buy Clean

A policy solution addressing embodied carbon being adopted in the US is **Buy Clean**. The element that distinguishes this policy from earlier US climate policies, such as the clean power and fuel efficiency standards, is the strategic focus on construction materials. Essentially, Buy Clean is a green procurement mechanism by which entities seek to reduce the environmental impact of construction material supply chains by establishing emissions disclosure and performance standards for key product in the construction sector. The US federal government (Biden Administration), states (California, Colorado, Maryland, Minnesota, New Jersey, New York State, Oregon, Washington), and several local jurisdictions (i.e., Marin County, City of Portland, New York City) have enacted varying forms of Buy Clean laws to transform the marketplace. Similarly, in the EU, the German Federal Environment Agency (Umweltbundesamt) has supported setting limits on the carbon footprint of construction materials aligned with their reduction targets. France launched the RE2020 regulation, which relatedly set mandatory caps on the embodied

emissions (maximum CO_2e intensity per square meter) associated with the construction materials used in new buildings [vii]. Yet, neither of those specifically leverage the purchasing power of agencies to reduce the carbon emissions of specific classes of concrete.

The focus for this study is the analysis of Buy Clean programs in the US which require environmental disclosure and establishment of maximum allowable GWP values for varying classes of eligible concrete material. By assessing different programs with established emissions limits and quantifying the reductions against the industry benchmarks, the goal is to provide decision-useful guidance to meet embodied carbon reduction goals for the sector. This includes programs by Marin County, City of Portland, New York State, Colorado, and the US General Services Administration. With Buy Clean policies, the manufacturer, architects and structural engineers have a unique opportunity to become key players in global carbon dioxide removal efforts using current and developing carbon-efficient materials. Done right, the Buy Clean procurement policies can increase the ability of governments to deal with the impacts of climate change, and make finance flows consistent with a low greenhouse gas (GHG) emissions and climate-resilient pathways. Conversely, deficient policies can hinder competition, impede innovation and stall efforts of the carbon-intensive construction industry.

2.- IMPLEMENTATION

2.1.- Structure of Buy Clean

Each Buy Clean policy has a different scope, regulatory framework, incentives, and mechanisms for implementation. Many policies require agencies to consider the EC emissions of industrial "eligible materials" – concrete, structural steel, carbon steel rebar, flat glass and/or mineral wool board insulation – when contracting for capital projects. Some solely focus on cement and concrete. The primarily target has been on ready-mix concrete instead of other concrete products such as precast due to its wide-spread use, readily available data within the category and the government sector's substantial buying power in construction projects.

The Buy Clean policies emphasize reducing its GWP (measured in kilograms of carbon dioxide equivalent ($kgCO_2e$)), specifically the cradle-to-gate EC impact, by identifying emissions in construction products using reporting tools. The burden is placed on the bidding contractor to deliver environmental disclosure reports called **environmental product declarations (EPD)** and select material providers with lower GWP impacts. Further, many agencies developed "maximum acceptable" GWP limits of materials to which materials must comply to be considered for contract bidding. The type of limit to be set by the named agency may also vary depending on the policy design.

2.2.- Measurement and disclosure [viii]

Environmental Product Declarations (EPD) are independently verified and registered documents that communicates transparent information about the life-cycle environmental

impact of products, including GWP among others. EPDs are developed from an in-depth **life cycle assessments** (LCA) of a material or product in accordance with a consensus-established **product category rules** (PCR) document.

Life Cycle Assessments (LCAs) that complies with standards in the ISO 14040 series and ISO 21930 are used to analyze and quantify the environmental impacts of a product, system, or process. A product LCA examines inputs of materials and energy and outputs of emissions, wastes, and products from raw material production to end-of-life. Environmental impact assessment tools use the total emissions and wastes to quantify the potential environmental impacts for a variety of characterization factors.

Product Category Rules (PCR) are developed for specific product categories and EPDs generated based on different PCRs should not be compared to assess environmental performance. PCRs offer calculation rules and guidelines to ensure comparability between EPDs within the same product category by following the same calculation methods and reporting guidelines. For example, cement, concrete, aggregate, and pre-cast concrete all have different PCRs.

2.3.- Benchmarking

It is helpful to understand the industry benchmarks as the backdrop to the limits being established in Buy Clean policies. Benchmark values represent the Product Stage (A1-A3) carbon impacts — that is, the **cradle-to-gate** life cycle impacts from raw material extraction to manufacturing. For cement, the American Cement Association (ACA) (formerly PCA) published an industry-wide EPDs based on the survey of cement produced in the United States (US) by members posted at ASTM International, a program operator.

Table 1. Production Stage Cradle-to-gate Global Warming Potential results from PCA industry-wide EPDs for Cements (2023) **[**[ix]**]**

Global Warming Potential, GWP 100, IPCC 2013	***Per 1 metric ton***	***Unit***
ASTM C-150 portland cement	919	$kgCO_2e$
ASTM C595 portland-limestone cement	844	$kgCO_2e$
ASTM C595 blended cement	739	$kgCO_2e$
ASTM C91 masonry cement	587	$kgCO_2e$

As a concrete EPD program operator, the National Ready Mixed Concrete Association (NRMCA) used data collected in developing the LCA and Industry-Wide EPDs (IW-EPD) for concrete to develop a set of regional benchmarks for key environmental impacts. The NRMCA Member National and Regional LCA Benchmarks Report (Benchmark Report) represents the environmental impacts of products with varying strengths for different applications and exposure conditions at the national level and eight NRMCA regions. Table 2 values from the Benchmark Report - v3.2 (2022) **[x]**.

Table 2. GWP results from NRMCA national and regional benchmarks for ready-mixed concrete in $kgCO_2e/m^3$

		Normal weight (2,000-2,600 kg/m^3)						Lightweight (<2,000 kg/m^3)		
Compressive Strength in PSI (MPa)		*2500 psi (17.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*	*6000 psi (41.2)*	*8000 psi (55.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*
REGION	Pacific Southwest	257	279	323	378	401	456	500	546	594
	Pacific Northwest	235	261	316	386	408	487	518	575	632
	Rocky Mountains	232	255	301	358	379	440	484	532	580
	South Central	226	245	286	336	356	409	468	510	555
	North Central	241	264	312	372	394	460	487	537	591
	Southeastern	247	268	309	360	382	435	478	521	562
	Great Lakes	232	255	303	363	383	452	499	551	603
	Eastern	240	264	314	378	399	472	517	573	628
	National	**240**	**262**	**308**	**365**	**385**	**446**	**492**	**540**	**588**

3.- BUY CLEAN POLICY PEER CASE STUDIES

To better understand how Buy Clean is implemented, we can refer to the actions of peer governmental agencies which have set GWP limits on the EC of cement or concrete. The original Buy Clean California passed in 2017 did not include cement nor concrete as "eligible material", but several other states, local jurisdictions and the federal government have since established low-carbon procurement programs for cement and/or concrete with maximum acceptable GWP limits based on compressive strength class.

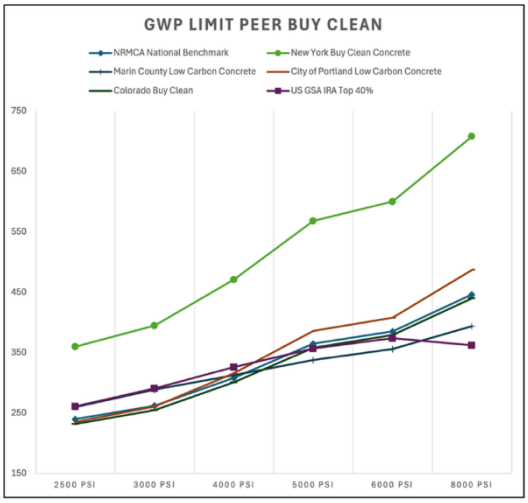


Figure 1. Peer Buy Clean Maximum Acceptable GWP Limits compared to NRMCA Benchmark ($kgCO_2/m^3$)

3.1.- Marin County, California- Low Carbon Concrete Code (2019)

Marin County did not wait for the state government and adopted the first-of-its-kind effort to address embodied emissions of concrete in local government. As of November 19, 2019, all projects placing concrete within unincorporated Marin County **[xi]** must comply with concrete or cement standards that maintains adequate strength and durability while reducing EC emissions. The county partnered with engineers, and academia, and a robust stakeholder group to develop model code language for adoption and low-EC concrete specifications for residential and nonresidential applications. Marin County proposed two pathways for compliance- a maximum cement content in lbs/yd^2 (limited to concrete with less than 5,000 psi (34.5 MPa) compressive strength) and an EC limit in Table 3.

Table 3. Maximum allowable GWP Limits for Marin County Low-Carbon Concrete Code in $kgCO_2e/m^3$

	Normal weight						Lightweight		
Compressive Strength in PSI (MPa)	*2500 psi (17.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*	*6000 psi (41.2)*	*8000 psi (55.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*
Marin County (EC Pathway)	260	289	313	338	356	433	578	626	675
% Compared to NRMCA Pacific SW Regional Benchmark	101%	104%	97%	89%	89%	95%	116%	115%	114%
% Compared to NRMCA National Benchmark	108%	110%	101%	93%	93%	97%	118%	116%	115%

A group of volunteer structural engineers evaluated the cement and EC impacts for different concrete mix designs in use in Northern California, a wide set of data was analyzed **[**[xii]**]**. Over 400 mix designs were collected, primarily for projects within San Francisco. This process of surveying the local mix designs was valuable as it removes the guesswork from establishing limits. The final agreed limits factored this into calculations. The rigorous process was well documented allowing other local jurisdictions to replicate. Concretes needing early strength – precast, prestressed, beams and slabs above grade, and retaining walls requiring immediate backfill – have been allowed a 30% increase in these limits. The county acknowledged the need for higher GWP thresholds as scheduling is a key factor in most projects and may require more portland cement in high early strength applications.

3.2.- City of Portland, Oregon- Low Carbon Concrete Purchasing Program (2019)

In 2019 the City establishing a product-specific EPD requirement for concrete mixes used on City projects, both public and private, and conducting pilot tests of lower-EC concrete mixes as compared to 100% cement mixes. The City used EPD data collected since 2020 **[**[xiii]**]**, usage data, stakeholder feedback, and the NRMCA Benchmark Report to decide the

GWP threshold (aka limits) values. In 2022 the City established GWP limits and corresponding implementation strategies to reduce the carbon intensity of the concrete used on City projects. Compliance can be:

a. Concrete Embodied Carbon Thresholds (aka Limits)– Per Mix.
b. Concrete Embodied Carbon Thresholds – Project Weighted Average.

Table 4. Maximum allowable GWP Limit for City of Portland Low-Carbon Concrete Purchasing Program in $kgCO_2e/m^3$

	Normal weight						Lightweight		
Compressive Strength in PSI (MPa)	*2500 psi (17.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*	*6000 psi (41.2)*	*8000 psi (55.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*
City of Portland	235	261	316	386	408	487	518	575	632
% Compared to NRMCA Pacific Northwest Region Benchmark	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
% Compared to NRMCA National Benchmark	98%	100%	103%	106%	106%	109%	105%	107%	108%

The City of Portland took a different approach to the potential need for high early strength applications within a project as compared to Marin County. As noted in Section 2.3, by allowing the Project Weighted Average approach, the project team can exceed the maximum allowable GWP limit for some mixes by balancing the total GWP with mixes that may achieve design strength at a later (e.g. 56-days or 90-days) date. This may allow GWP saving in those later-day strengths by utilize SCM's to drive down it's carbon footprint.

3.3.- New York Buy Clean Concrete Act (2021)

The NYS Buy Clean Concrete **[**[xiv]**]** was signed into law in December 2021, effective June 2022. Starting January 1, 2025, EPDs must be submitted for all concrete mixes used in qualifying state construction projects and must demonstrate that they achieve an environmental impact below the limits set. This law is for New York State contracts, over $1 million, and for concrete mixes 50 cubic yards (38.2 m^3) or more as the disclosure limit.

New York State's initial mandatory emissions limits are based on the NRMCA regional benchmarks, equivalent to 150% of the average emissions for concrete mixes in the Eastern Region. They will be progressively lowered in 2027 and in subsequent years, representing a commitment to gradually reducing emissions from the concrete sector.

Table 5. Maximum allowable GWP Limits for NYS Buy Clean Concrete guidelines in $kgCO_2e/m^3$

	Normal weight						Lightweight		
Compressive Strength in PSI (MPa)	*2500 psi (17.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*	*6000 psi (41.2)*	*8000 psi (55.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*
New York	360	395	471	568	600	708	NA	NA	NA
% Compared to NRMCA Eastern Region Benchmark	150%	150%	150%	150%	150%	150%	-	-	-
% Compared to NRMCA National Benchmark	150%	151%	153%	157%	156%	159%	-	-	-

3.4.- Buy Clean Colorado Act (2021)

With the passage of Buy Clean Colorado (BCCO) Act in 2021 [xv], the state moved toward their climate goals, which plans to cut overall GHG emissions to half their 2005 levels by 2030 and eliminate GHG emissions by 2050.

This law required establishing a maximum acceptable GWP limit for each category of eligible materials applied to asphalt and asphalt mixtures, cement and concrete mixtures, glass, post-tension steel, reinforcing steel, structural steel, wood structural elements.

Table 6. Maximum allowable GWP Limit for Buy Clean Colorado Act in $kgCO_2e/m^3$

	Normal weight						Lightweight		
Compressive Strength in PSI (MPa)	*2500 psi (17.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*	*6000 psi (41.2)*	*8000 psi (55.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*
Colorado	232	255	301	358	379	440	484	532	580
% Compared to NRMCA Rocky Mountain Region Benchmark	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
% Compared to NRMCA National Benchmark	97%	97%	98%	98%	98%	99%	98%	99%	99%

Cement	1,112 $kgCO_2e/t$ Eq to 121% of PCA IW Benchmark

By setting limits for both the raw material (cement) and the finished product (concrete), the BCCO ensures a more comprehensive approach to reducing greenhouse gas emissions. Moreover, the BCCO evens-out the competitive landscape between materials as it also places the regulatory cost burden on other competing materials to concrete.

3.5.- US General Services Administration IRA Low Embodied Carbon Material (2022)

The early adopters of EC policy from State and local governments, enabled by the separate nature of governance in the U.S., eventually paved the way for Federal legislation. This implemented an EPD disclosure standard of four construction materials: concrete, asphalt, steel, and glass in construction and paving projects.

Table 7. GWP limits from US General Services Administration - IRA low embodied carbon cement

Facility-specific EPD Reported GWP in $kgCO_2e/t$		
Top 20% Limit	Top 40% Limit	Better than Average
751	819	858

Table 8. Maximum allowable GWP limits from US General Services Administration - IRA low embodied carbon concrete requirements in $kgCO_2e/m^3$

	Normal weight*						Lightweight		
Compressive Strength in PSI (MPa)	*2500 psi (17.2)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*	*6000 psi (41.2)*	*7000 psi (48.3)*	*3000 psi (20.7)*	*4000 psi (27.6)*	*5000 psi (34.5)*
GSA IRA Top 20%	228	257	284	305	319	321	NA	NA	NA
% Compared to NRMCA National Benchmark	95%	98%	92%	84%	83%	72%	-	-	-
GSA IRA Top 40%	261	291	326	357	374	362	NA	NA	NA
% Compared to NRMCA National Benchmark	109%	111%	106%	98%	97%	81%	-	-	-
GSA IRA Better Than Average	277	318	352	382	407	402	NA	NA	NA
% Compared to NRMCA National Benchmark	115%	121%	114%	105%	106%	90%	-	-	-

*Add 30% to these numbers for GWP limits where high early strength concrete mixes are required for technical reasons

Here, we see that the top 20th percentile is only slightly lower than the industry average benchmark. The top 20th percentile indicates that a value is higher than 80% of values in a dataset, which can still be lower than the average (mean) value. This occurs in datasets with a non-normal distribution (e.g., skewed distributions), where the majority of values may cluster at a lower end while a few high values pull up the average. Thus, while 20% of the data lies above this percentile, the average can be influenced heavily by a few high values, making it possible for the top 20th percentile to be just below the average.

4.- LIMITATIONS WITH BUY CLEAN

An EPD and its underlying LCA offers valuable data, but making effective use of it and avoiding the pitfalls of overconfidence in its precision requires an understanding of its limitations and inherent uncertainties. Many agencies implementing Buy Clean used publicly available databases as a source for EPDs such as the Building Transparency EC3 tool. While these data aggregators serve as a useful industry resource, they are not third-party verified for correctness or representativeness. Researchers express concern when using it for comparison, "This is particularly dangerous in the case of comparative LCA where, for example, the intention can be to reduce carbon emissions by selecting a product or design alternative with a lower footprint [xvi]."

4.1.- Non-weighted averages—An important limitation of the GWP values in EPDs is to recognize that the EPD data currently does not have access to production or consumption quantities. That is, we do not know how many yards of 4,000 psi (27.6 MPa) mix is being produced versus 5,000 psi (34.5 MPa) mix. Thus, by treating all data points equally, regardless of their frequency, the values presented in publicly available databases can be distorted.

4.2.- Non-functional equivalence— Functional equivalence of different mixtures is heavily dependent on the application in which the product type is being used. Currently, EPDs do not provide information on application. Products that serve the same purpose and meet the same performance standards within the building or infrastructure design. Different product types within the same product category have varying performance characteristics that may or may not make them comparable [xvii].

4.3.- Uncertainties—There are many uncertainties inherent in the calculations and reporting of EPDs. LCA methodologies and assumptions (scope, boundaries, data) can vary widely enough to preclude meaningful comparison of products, even when their EPDs are based on the same PCR. Type of uncertainty [xviii]:

4.3.1. Product uncertainty arises when an EPD reports impacts for an entire product line (or set of products) and the impacts reported are an average of multiple products.

4.3.2. Plant uncertainty arises when an EPD reports impacts for a product as an average of multiple production facilities (typically as a weighted average).

4.3.4. Batch uncertainty arises from small batch-to-batch variations in environmental impacts.

4.3.3. Supply chain uncertainty arises from using average background life cycle inventory (LCI) data for impactful upstream inputs that are highly variable in terms of global warming potential. Data collected may be made up of either (a) primary data from the actual facilities and processes in the product supply chain (a.k.a. supply chain specific), or (b) from generic or representative data from a database or similar source (e.g. industry average) **[**[xix]**]**. LCAs sometimes rely on industry averages (also called secondary data) due to a lack of actual raw data (primary data). For instance, imported cement from Turkey or Vietnam are common. This may lead to results that are inaccurate or misleading.

5.-CONCLUSIONS

Green procurement programs like Buy Clean are important to help entities reach their carbon targets, execute climate action plans, reduce EC, develop consistent regulations, and support economic competitiveness. However, implementation of Buy Clean policies is not easy. There is no consensus across jurisdictions on how best to implement the policies or establish GWP limits.

- Using the current set of published national or regional benchmarks to create local thresholds without regard for regional differences or material specifications results in GWP limits that unfairly burden some regions of the country.
- The analysis recommends the approach employed by City of Portland, Marin County of collecting a representative data set when establishing thresholds for procurement, including an intentional sampling process that includes climates, geologies, or performance with significant impacts to manufacturers as opposed to using a publicly available dataset. If sufficient EPDs are available in a state or region, these facility and product specific EPDs may be used to develop these procurement thresholds.
- Buy Clean policies impact a diverse group of stakeholders, not just those who manufacture eligible concrete.
- Most programs phase in requirements over several years to mitigate many of the perceived costs and challenges. Moreover, phasing in requirements allows manufacturers to create EPDs and build capacity to meet policy requirements, project teams to receive training on compliance and government agencies to refine requirements and implement.
- The US GSA and the state of Colorado ensured an even playing field when establishing EC reduction targets for competing materials by placing the regulatory cost burden on other competing structural materials (i.e., steel, asphalt, wood) and expanding the regulation to raw material (cement) as well as the finished product (concrete) to ensure a more comprehensive approach to reducing greenhouse gas emissions.
- Allowing the weighted average approach permit designers to optimize the carbon footprint of a project by pairing mixes which can have longer cure times with high

cement mixes that require more immediate loading. This reduces the overall cement content, hence the EC footprint, of the whole project.

Given the swings of power in the US political establishment, there is reason to believe the US federal EC policy will diminish. However, US states and local jurisdictions will continue to be a laboratory for climate policies (i.e., US Climate Alliance [xx], Climate Mayors [xxi]). In the EU, the push for "carbon border adjustment mechanisms" may lead many countries to set GWP thresholds for cement and concrete as part of their climate commitments. Nevertheless, the governing agencies on both sides of the Atlantic Ocean need to inform the value chain of concrete materials of the opportunities and limitations with the use of GWP thresholds based on strength class and EPD reporting tools in policy mechanisms such as US Buy Clean, EU Green Claims Directive, CBAM and EU Fit-for-55 to avoid major obstacles from an implementation standpoint.

REFERENCES

[1] [1] Berdowski, J., et. al., 'EMEP/EEA air pollutant emission inventory guidebook 2023', 2.A.1 Cement production, European Environmental Agency, 2023
[2] [1] Weir, M., et. al., 'Embodied Carbon 101: Building Materials', RMI (27 March 2023)
[3] [1] Pales, A., et. al., 'Technology Roadmap- Low Carbon Transition in the Cement Industry', OECD/International Energy Agency (2018)
[4] [1] Cheng, D., et. al., 'Projecting future carbon emissions from cement production in developing countries', Nature, Nature Communications v14 Article 8213 (2023)
[5] [1] https://www.statista.com/statistics/451804/green-house-gas-emissions-in-united-states-from-cement-production/ accessed April 2025
[6] [1] Fernandez, R., et. al., 'Annual European Union greenhouse gas inventory 1990/2022 and inventory document 2024', page 334, EEA/PUBL/2024/046 (13 December 2024)
[7] [1] NetZero Pathfinders, https://www.netzeropathfinders.com/best-practices/emissions-thresholds-on-buildings-materials-france, accessed May 2025
[8] 1 International Organization of Standards (ISO), 21930:2017 'Sustainability in buildings and civil engineering works — Core rules for environmental product declarations of construction products and services', ISO (2017)
[9] [1] Portland Cement Association (PCA), https://www.cement.org/a-sustainable-future/reaching-our-goal/quantifying-environmental-impact/#chapter=chapter4, accessed May 2025
[10] [1] National Ready Mixed Concrete Association (NRMCA), 'Appendix C: NRMCA Member National and Regional LCA Benchmark (Industry Average) Report – V 3.2', Athena Sustainable Materials Institute, NRMCA (December 2021)
[11] [1] Marin County Building Code, Chapter 19.07 - Carbon Concrete Requirements, Title 19, Marin County Municipal Code (2019)
[12] [1] StopWaste, 'Study of Limits for Cement and GWP of Concrete', Bay Area Low Carbon Concrete Code, StopWaste (10/18/2019)
[13] [1] Wheeler, T., 'Notice of New Requirements for Concrete', City of Portland, Office of Management and Finance (May 15, 2019)

[14] [1] Kaminsky, T, et.al., 'Relates to provisions in state procurement contracts involving the use of low embodied carbon concrete', S542A, §136-d, St Fin L (2022)
[15] [1] Burnett, T., et. al., 'Global Warming Potential for Public Project Materials', HB21-1303, §24-92-118, Colorado Revised Statutes (07/06/2021)
[16] [1] Marsh, E., et. al., 'Tackling uncertainty in life cycle assessments for the built environment: A review, Building and Environment', V 231, 109941 (2023)
[17] [1] Waldman, B., et. al., 'North American Material Baselines, Baseline Report v2', Carbon Leadership Forum, University of Washington (August 2023)
[18] [1] American Center for Life Cycle Assessment (ACLCA), 'Introduction to EC3 Uncertainty', Building Transparency, ACLCA, https://aclca.org/wp-content/uploads/Introduction-to-EC3-Uncertainty-1.pdf, accessed December 23, 2024
[19] [1] Simonen, K., et. al., 'Environmental Product Declarations Requirements in Procurement Policies', Carbon Leadership Forum, University of Washington (July 2021)
[20] [1] US Climate Alliance, https://usclimatealliance.org/ accessed May 2025
[21] [1] Climate Mayors, https://www.climatemayors.org/member-cities/ accessed May 2025

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Proceso de descarbonización del Sector del Hormigón Preparado en España.

Benjamín Martínez Suárez

Asociación Nacional Española de Fabricantes de Hormigón Preparado (ANEFHOP)

RESUMEN

El proceso de reducción de la huella de carbono en la industria del hormigón preparado en España empezó de la mano de ANEFHOP en el año 2.019, en el que se empezaron a dar los primeros pasos para determinar el impacto ambiental del hormigón en España. Así, se elaboró la primera DAP sectorial del hormigón con los datos del Sector del año 2.017, en el que participaron 128 empresas y 437 centrales de hormigón, analizándose un volumen de 10.026.542 m³ (52,96 % de la producción).

En el año 2.022 vio la luz la primera DAP sectorial del Hormigón en España, basada en las normas:

- **UNE-EN 15804:2012+A2.** Declaraciones ambientales de producto
- **UNE EN ISO 14025:2018** Etiquetas y declaraciones ambientales de producto
- **UNE EN 16757:2018** Reglas de producto de hormigón

Se definieron dos productos:

- Hormigones de resistencia y para hormigones de dosificación con contenidos de cemento menores de 300 kg/m³;

- Hormigones de resistencia característica $f_{ck} \geq 30$ MPa y hormigones de dosificación con contenidos de cemento mayores a 300 kg/m³.

Los módulos de información del Análisis del Ciclo de Vida considerados fueros del A1-A3 + A4, por lo que se trata de una DAP Sectorial de cuna a puerta con opciones.

El éxito fue tal que en ese mismo año se realizó una ampliación, incorporándose 39 empresas más con 102 centrales de hormigón; abarcando un volumen de hormigón de 12.256.843,47 m³ (64,75% de la producción del año 2.017).

La información de interés que se obtuvo fue una huella de carbono de 238 kg CO2 eq para hormigones con $f_{ck} \leq 25$ MPa (8.961.791,34 m³) y de 287 kg CO2 eq para hormigones con $f_{ck} \geq 30$ MPa (3.295.052,13 m³).

Por otra parte, hemos constatado que el cemento más usado era del Tipo CEM II (2.157.991,89 m^3).

También hemos constatado que el mayor impacto se produce en el módulo de información A1 debido a la contribución que tiene el cemento.

Conocida la situación del Sector, el siguiente paso fue desarrollar un plan de actuación con el objetivo de reducir el impacto medioambiental de la huella de carbono un 40 % para el año 2.030. Para ello se la elaborado una Guía para la Reducción de la Huella de Carbono en la Industria del Hormigón Preparado en España con medidas orientadas a:

- Reducir de forma inmediata y drástica las emisiones de CO2 como medida de protección del clima.
- Prevenir las consecuencias del cambio climático.
- Conservar los recursos y optimizar el empleo de materiales.

Para alcanzar este compromiso, se proponen acciones que permiten avanzar en su cumplimiento, como el empleo de cementos con menor huella de carbono, empleo de materias primas con menor distancia de transporte y la optimización de dosificaciones, así como diversas estrategias empresariales.
Para tomar el pulso a los avances en el proceso de descarbonización, ANEFHOP ha elaborado una calculadora para conocer en todo momento los parámetros de impacto ambiental de nuestro producto. Esta calculadora se encuentra certificada y nos permite conocer estos valores en cada carga que se efectúe en una central y comparar distintos escenarios; dando al fabricante la posibilidad de certificar sus resultados y facilitar la elaboración de DAPs individuales.

1.- DECLARACIONES AMBIENTALES DE PRODUCTO DE HORMIGONES.

El proceso de reducción de la huella de carbono en la industria del hormigón preparado en España empezó de la mano de ANEFHOP en el año 2.019 (´Fig. 1´), en el que se empezaron a dar los primeros pasos para determinar el impacto ambiental del hormigón en España. Así, se elaboró la primera DAP sectorial del hormigón con los datos del Sector del año 2.017, en el que participaron 128 empresas y 437 centrales de hormigón, analizándose un volumen de 10.026.542 m³ (52,96 % de la producción).



Figura 1. Período de elaboración de la DAP Sectorial de ANEFHOP

En el año 2.022 vio la luz la primera DAP sectorial del Hormigón en España, ´Fig. 2´, basada en las normas:

- **UNE-EN 15804:2012+A2.** Declaraciones ambientales de producto
- **UNE EN ISO 14025:2018** Etiquetas y declaraciones ambientales de producto
- **UNE EN 16757:2018** Reglas de producto de hormigón.



Figura 2. DAP Sectorial de ANEFHOP

Donde:

- El **titular de la Declaración** es ANEFHOP, Asociación Nacional Española de Fabricantes de Hormigón Preparado
- El **estudio de ACV** fue realizado por IECA, Instituto Español del Cemento y sus Aplicaciones.
- El **Administrador del Programa GlobalEPD** fue AENOR Internacional S.A.U.

Se definieron dos productos:

- Hormigones de resistencia $f_{ck} \leq 25$ MPa y para hormigones de dosificación con contenidos de cemento menores de 300 kg/m³;

- Hormigones de resistencia característica $f_{ck} \geq 30$ MPa y hormigones de dosificación con contenidos de cemento mayores a 300 kg/m³.

Los módulos de información del Análisis del Ciclo de Vida considerados fueros del A1-A3 + A4, por lo que se trata de una DAP Sectorial de cuna a puerta con opciones, ´Fig. 3´.

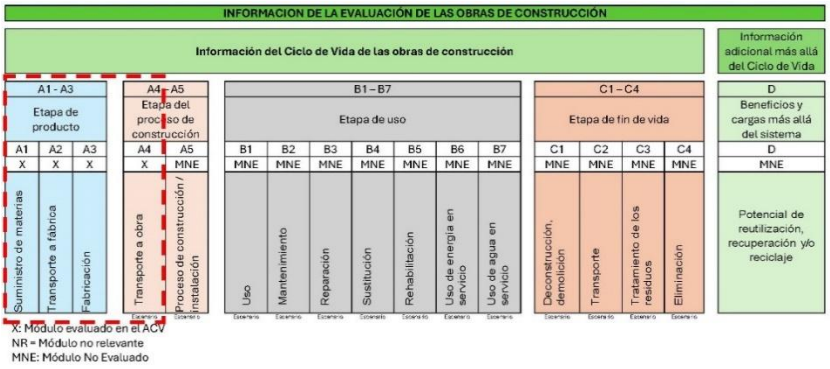


Figura 3. Etapas del ciclo de vida de la producción de los productos de hormigón preparado estudiados

El éxito fue tal que en ese mismo año se realizó una ampliación, incorporándose 39 empresas más con 102 centrales de hormigón; abarcando un volumen de hormigón de 12.256.843,47 m³ (64,75% de la producción del año 2.017) **[Tabla 1]**.

Tabla 1. Empresas y centrales participantes

Empresas participantes	128	Ampliación 2023	39	TOTAL	167	% DE ASOCIADAS	55%
Centrales adscritas	437	Ampliación 2023	102	TOTAL	539	% DE ASOCIADAS	68%

La información de interés que se obtuvo fue una huella de carbono de 238 kg CO2 eq para hormigones con $f_{ck} \leq 25$ MPa (8.961.791,34 m³) **[Tabla 2],** ´Fig. 4´. y de 287 kg CO2 eq para hormigones con $f_{ck} \geq 30$ MPa (3.295.052,13 m³) **[Tabla 3],** ´Fig. 5´.

Tabla 2. Impactos ambientales
Hormigón de clase resistente fck ≤ 25MPa u hormigones por dosificación con contenidos menores o iguales de 300 kg de cemento por metro cúbico**.**

Parámetro	Unidades	A1	A2	A3	A1-A3	A4	A1-A4
GWP	**kg CO2 eq**	2,14E+02	7,22E+00	2,61E+00	2,24E+02	1,43E+01	2,38E+02
ODP	**kg CFC11 eq**	1,46E-01	1,31E-06	4,27E-07	1,46E-01	2,65E-06	1,46E-01
AP	**kg SO2 eq**	5,26E-01	1,92E-02	1,93E-02	5,64E-01	3,83E-02	6,02E-01
EP	**kg (PO4)3- eq**	1,27E-01	3,25E-03	3,83E-03	1,34E-01	6,60E-03	1,41E-01
POCP	**kg etileno eq**	5,47E-02	6,98E-04	4,70E-04	5,59E-02	1,41E-03	5,73E-02
ADPE	**kg Sb eq**	3,99E-05	4,22E-07	1,65E-06	4,20E-05	8,52E-07	4,29E-05
ADPF	**MJ**	1,55E+03	1,01E+02	3,46E+01	1,69E+03	2,04E+02	1,89E+03

GWP = Potencial de calentamiento global; **ODP** = Potencial de agotamiento de la capa de ozono estratosférico; **AP** = Potencial de acidificación del suelo y de los recursos de agua; **EP** = Potencial de eutrofización; **POCP** = Potencial de formación de ozono troposférico; **ADPE** = Potencial de agotamiento de recursos abióticos para recursos no fósiles (ADP-elementos); **ADPF** = Potencial de agotamiento de recursos abióticos para recursos fósiles (ADP-combustibles fósiles)

Tabla 3. Impactos ambientales
Hormigón de clase resistente fck ≥ 30MPa. u hormigones por dosificación con contenidos mayores de 300 kg de cemento por metro cúbico.

Parámetro	Unidades	A1	A2	A3	A1-A3	A4	A1-A4
GWP	**kg CO2 eq**	2,62E+02	7,59E+00	2,61E+00	2,73E+02	1,43E+01	2,87E+02
ODP	**kg CFC11 eq**	6,51E-02	1,38E-06	4,27E-07	6,51E-02	2,65E-06	6,51E-02
AP	**kg SO2 eq**	6,57E-01	2,05E-02	1,93E-02	6,97E-01	3,83E-02	7,35E-01
EP	**kg (PO4)3- eq**	1,57E-01	3,45E-03	3,83E-03	1,64E-01	6,60E-03	1,70E-01
POCP	**kg etileno eq**	6,72E-02	7,40E-04	4,70E-04	6,84E-02	1,41E-03	6,99E-02
ADPE	**kg Sb eq**	1,99E-04	4,43E-07	1,65E-06	2,01E-04	8,52E-07	2,01E-04
ADPF	**MJ**	1,93E+03	1,06E+02	3,46E+01	2,07E+03	2,04E+02	2,27E+03

GWP = Potencial de calentamiento global; **ODP** = Potencial de agotamiento de la capa de ozono estratosférico; **AP** = Potencial de acidificación del suelo y de los recursos de agua; **EP** = Potencial de eutrofización; **POCP** = Potencial de formación de ozono troposférico; **ADPE** = Potencial de agotamiento de recursos abióticos para recursos no fósiles (ADP-elementos); **ADPF** = Potencial de agotamiento de recursos abióticos para recursos fósiles (ADP-combustibles fósiles)

También hemos constatado que el mayor impacto de la huella de carbono se produce en el módulo de información A1 debido a la contribución que tiene el cemento. El transporte de los materiales constituyentes (A2) es menos importante que el transporte de hormigón a obra en términos relativos (A4), ´Figs. 4 y 5´.

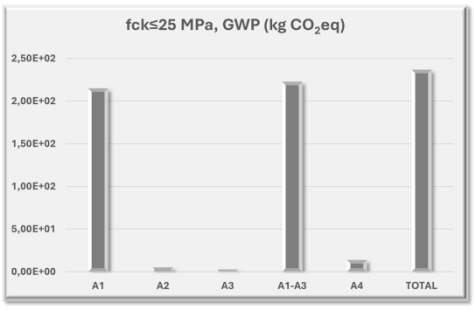


Figura 4. $f_{ck} \leq 25$ MPa, GWP (kg CO_2 eq)

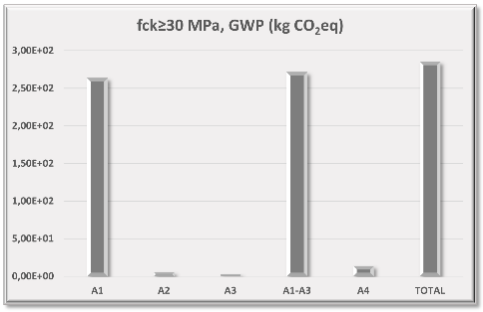


Figura 5. $f_{ck} \geq 30$ MPa, GWP (kg CO_2 eq)

Por otra parte, hemos constatado que el cemento más usado era del Tipo CEM II (2.157.991,89 m^3), ´Figs. 6 y 7´.

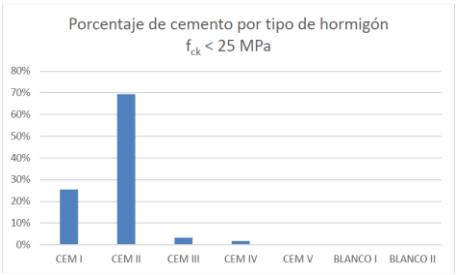


Figura 6. Porcentaje de cemento por tipo de hormigón $f_{ck} \leq 25$ MPa

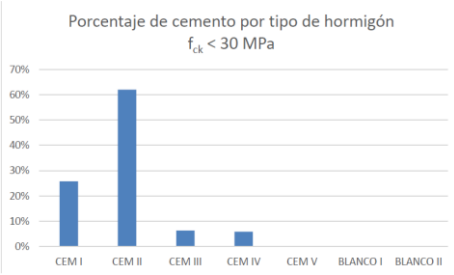


Figura 7. Porcentaje de cemento por tipo de hormigón $f_{ck} \geq 30$MPa

El cemento aporta entre un 85% y un 90% de la huella de carbono del hormigón, en función entre otras cosas del tipo de cemento utilizado. Un análisis más detallado de este impacto puede apreciarse en la **[Tabla 4]** adjunta:

Tabla 4. De los 238 kgCO2/m3 del hormigón fck ≤ 2 5 MPa

	A1	A2	A1 + A2
Cemento	205 $kgCO_2/m^3$	1,4 $kgCO_2/m^3$	207 $kgCO_2/m^3$
Àrido	3,5 $kgCO_2/m^3$	3,5 $kgCO_2/m^3$	7 $kgCO_2/m^3$
Aditivos y adiciones	4,5 $kgCO_2/m^3$	0,5 $kgCO_2/m^3$	5 $kgCO_2/m^3$

Entre otro tipo de información de interés que hemos extraído de este trabajo ha sido, por ejemplo:

- Producción con amasadora 22%
- Producción sin amasadora 78%

- Gasoil en términos energéticos	22,72 MJ/m3
- Electricidad	2,19 kWh/m3

2.- GUÍA PARA LA REDUCCIÓN DE LA HUELLA DE CARBONO DE LA INDUSTRIA DEL HORMIGÓN PREPARADO

Conocida la situación del Sector a través de la DAP Sectorial del Hormigón, el siguiente paso fue desarrollar un plan de actuación con el objetivo de reducir el impacto medioambiental de la huella de carbono un 40 % para el año 2.030. Para ello se la elaborado una Guía para la Reducción de la Huella de Carbono en la Industria del Hormigón Preparado en España, ´Fig. 8´ con medidas orientadas a



Figura 8. Guía para la Reducción de la Huella de Carbono en la Industria del Hormigón Preparado

- Reducir de forma inmediata y drástica las emisiones de CO2 como medida de protección del clima.
- Prevenir las consecuencias del cambio climático.
- Conservar los recursos y optimizar el empleo de materiales.

Para alcanzar este compromiso, se proponen acciones que permiten avanzar en su cumplimiento, como:

- el empleo de cementos con menor huella de carbono,
- empleo de materias primas con menor distancia de transporte y
- la optimización de dosificaciones.

Como estrategias empresariales, desde la Asociación se proponen en eta guía los siguientes:

- **Digitalización de la industria del hormigón**, en línea con los avances en el sector de la construcción, lo que permitirá optimizar el diseño de estructuras, su ejecución, y los suministros de hormigón preparado.
- Renovación de flotas con **reducción de consumos de combustibles fósiles** e incluso con el empleo de otras energías no emisivas de gases de efecto invernadero.
- **Empleo de amasadoras fijas** que, al suprimir el amasado en amasadoras móviles, reducen el consumo de combustibles fósiles.
- **Reutilización y reciclado de materias primas**.
- **Autoconsumo energético** mediante instalación de sistemas renovables de generación de electricidad para los procesos productivos: fotovoltaica, eólica, etc.

- **Promoción de cambios reglamentarios** para facilitar el uso de hormigón con menor huella de carbono

3.- HERRAMIENTA PARA EL CÁCULO DE LA HUELLA DE CARBONO EN EL HORMIGÓN.

Para tomar el pulso a los avances en el proceso de descarbonización, ANEFHOP ha elaborado una calculadora para conocer en todo momento los parámetros de impacto ambiental de nuestro producto.

Esta calculadora se encuentra certificada y nos permite conocer estos valores de impacto ambiental en cada carga de hormigón que se efectúe en una central o de todo el hormigón fabricado en un periodo de tiempo determinado, permitiendo crear distintos escenarios y compararlos entre sí. El informe de resultados no es propiamente una DAP, pero da al fabricante la posibilidad de certificar sus resultados y facilitar la elaboración de DAPs individuales.

4.- CONCLUSIONES

ANEFHOP ha hecho una apuesta decidida por contribuir a la reducción de la huella de carbono del Sector de fabricantes de hormigón preparado en la construcción en España. Para lo cual hemos partido de conocer cuál era la situación del Sector, para después elaborar una hoja de ruta que recogiese hacia dónde queríamos y podíamos ir; marcándonos una serie de objetivos reales y que pudiéramos conseguir con los medios y la tecnología actual a nuestra disposición.

También existen limitaciones, fundamentalmente impuestas por las materias primas utilizadas sobre las que el fabricante de hormigón no tiene la posibilidad de actuación y dependerá de la evolución de éstas para hacer una industria más sostenible y responsable.

Para hacer un seguimiento de forma continuada de la evolución hacia los objetivos marcados hemos puesto a disposición de los fabricantes de hormigón asociados una herramienta de cálculo de los parámetros de impacto medioambiental de su actividad que permitirá ir corrigiendo cualquier desviación que se produzca.

A medida que avanzamos hacia el futuro, se espera que estas iniciativas se vayan consolidando, reforzando así el liderazgo del sector en la gestión ambiental.

REFERENCIAS

[1] DAP sectorial del Hormigón en España, ANEFHOP (2.023)
[2] Norma **UNE-EN 15804:2012+A2.** Declaraciones ambientales de producto
[3] Norma **UNE EN ISO 14025:2018** Etiquetas y declaraciones ambientales de producto
[4] Norma **UNE EN 16757:2018** Reglas de producto de hormigón.
[5] Guía para la Reducción de la Huella de Carbono en la Industria del Hormigón Preparado en España. ANEFHOP (versión 4, 2.022).
[6] Herramienta EDIT para la gestión de la información ambiental de producto, elaborada por Inèdit Innovació, S.L. (www.edit.management/epro).
[7] Asociación Nacional Española de Fabricantes de Hormigón Preparado, ANEFHOP. (www.anefhop.com).

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Fomento del uso de residuos de construcción y demolición (RCD) en infraestructuras viarias en Extremadura. Proyecto Garnocex

Antonio Cruces [(1)], Pablo Plaza [(1)], Jesús Torrecillas [(1),] José Ceballos [(1)] y Aurora Cuartero [(1)]

[(1)] Escuela Politécnica, Universidad de Extremadura, España.

RESUMEN

La construcción sostenible y la economía circular son esenciales para alcanzar los Objetivos de Desarrollo Sostenible (ODS) de la Agenda 2030. La transición de una economía lineal hacia una economía circular en el sector de la construcción es clave para minimizar el impacto ambiental y optimizar el uso de recursos naturales.

Varias comunidades autónomas han impulsado iniciativas en la gestión de RCD. País Vasco, Cataluña y Madrid han trazado estrategias normativas para fomentar el uso de RCD. Con el proyecto GARNOCEX, Extremadura se suma a esta tendencia mediante el desarrollo de investigación aplicada y el establecimiento de marcos normativos que permitan la incorporación de estos materiales en sus obras públicas, contribuyendo así a los objetivos europeos de economía circular y a la lucha contra el cambio climático.

El proyecto GARNOCEX surge como una iniciativa estratégica en Extremadura con el fin de fomentar el uso de RCD en infraestructuras viarias, reduciendo la dependencia de recursos naturales y de los procesos de ejecución. En este marco, se plantean como objetivos fundamentales la transición desde un modelo económico lineal hacia una economía circular, promover un enfoque sostenible en la construcción de infraestructuras y desarrollar soluciones constructivas compatibles con el entorno, garantizando su durabilidad y seguridad. Asimismo, se subraya la importancia de reducir el uso de áridos naturales y los impactos asociados a su extracción, así como disminuir la huella de carbono. El proyecto también busca facilitar la incorporación efectiva de residuos de construcción y demolición (RCD) como materia prima en nuevas obras civiles.

PALABRAS CLAVE: residuos de construcción y demolición (RCD), economía circular, Objetivos de Desarrollo Sostenible (ODS**).**

1.- INTRODUCCIÓN

La gestión de los residuos de construcción y demolición (RCD) se ha convertido en una cuestión prioritaria a nivel global tanto por el elevado volumen de estos residuos como por el impacto ambiental asociado a su disposición final. A nivel global, se estima que los residuos sólidos urbanos están por encima de los 11.200 millones de toneladas anuales, de los cuales el 30% son de RCD [1]. En el caso de la Unión Europea, estos residuos representan un total de 900 millones de toneladas anuales, lo que supone más de un tercio del total de los residuos generados [2].

La adecuada gestión de los RCD es fundamental para reducir el uso de vertederos, fomentar el aprovechamiento de materiales reciclados y avanzar hacia un modelo de economía circular [3]. En varios países sobre todo en los más desarrollados, la valorización de estos residuos se ha integrado progresivamente en el sector de la construcción, tanto en obras de ingeniería civil como en edificación, mediante su aplicación en firmes o estabilización de suelos [4], fabricación de morteros [5] , hormigones estructurales y no estructurales [6], mezclas bituminosas [7], materiales cerámicos [8], etc. Sin embargo, en otros países sigue siendo un desafío la gestión adecuada de estos residuos debido a la falta de infraestructuras de reciclaje y a la falta de concienciación sobre la importancia de reciclar y reutilizar estos materiales.

Por tanto, es esencial desarrollar estrategias que fomenten el reciclaje y la reutilización de los RCD para avanzar hacia un modelo constructivo más eficiente y sostenible. De este modo, la sustitución de los áridos naturales por materiales reciclados ha demostrado ser una vía eficaz para reducir la huella ambiental y promover la economía circular del sector, disminuyendo el uso de los recursos naturales y el impacto en el medio ambiente que ello conlleva desde la extracción de las materias primas hasta su disposición final [9]. No obstante, la implementación de estos enfoques depende de la disponibilidad de normativas técnicas adecuadas, la adaptación de los procesos constructivos y la viabilidad económica de los materiales reciclados frente a los convencionales.

En este contexto, Extremadura, presenta particularidades territoriales y demográficas que condicionan la gestión de los RCD. Con una superficie superior a los 41.000 km^2 y una densidad de población 25 hab/km^2, se configura como una de las regiones más extensas y menos pobladas de España. Esta combinación plantea retos específicos en la gestión de los RCD, especialmente en relación al elevado coste de transporte y la eficiencia logística del sistema de reciclaje.

Por ello el proyecto GARNOCEX surge con el objetivo de establecer las bases técnicas y normativas, para impulsar la transición desde un modelo económico lineal hacia una economía circular en el sector de las infraestructuras viarias en Extremadura. Esta transformación resulta especialmente urgente en el ámbito viario, donde el elevado consumo de áridos naturales, su impacto ambiental y la escasa reutilización de materiales reciclados evidencian la necesidad de adoptar prácticas constructivas sostenibles. En este sentido, el proyecto propone avanzar hacia un modelo de desarrollo que permita integrar

materiales reciclados en sustitución de los áridos tradicionales, asegurando su idoneidad técnica, durabilidad y cumplimientos de los requisitos de seguridad en obra civil.

2.- SITUACIÓN ACTUAL DEL RECICLAJE DE RCD EN EXTREMADURA

La comunidad de Extremadura cuenta con un total de 46 plantas de reciclaje de RCD repartidas por todo su territorio. Sin embargo, la eficiencia real del sistema de reciclaje presenta limitaciones derivadas de la configuración territorial y demográfica de la región. Al tener una superficie superior a 41.000 km^2 y una densidad de población de 25 hab/km^2, implica una baja concentración de generación de residuos y, en consecuencia, una fragmentación de la demanda.

Estas condiciones generan una serie de desequilibrios logísticos que afectan directamente a la eficiencia del sistema del reciclaje. Tal como se puede ver en la Figura 1, la estimación de volumen de RCD gestionado en términos de toneladas por kilómetro al año (Tn.Km/año) revela fuertes contrastes entre las zonas. Esta disparidad responde tanto a factores de densidad poblacional como a la distancia a las plantas de tratamiento, generando una red logística poco homogénea y eficiente.

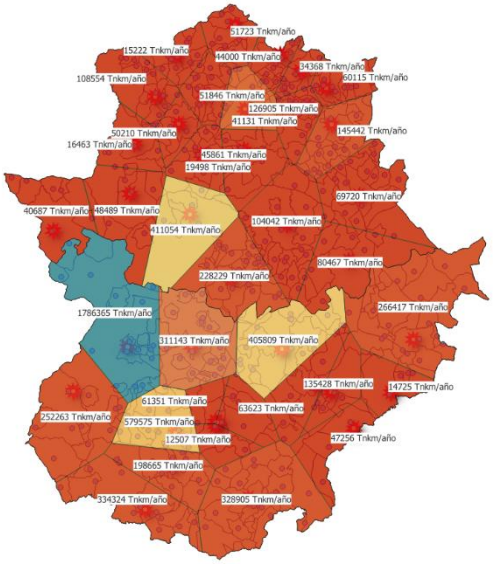


Figura 1. Volumen de RCD gestionado por cada Planta estimado en Tn.km/año

A esta diferencia de volumen de generación de RCD, le añadimos el coste operativo del transporte, estimado en €/Tn, como se muestra en la Figura 2, donde nuevamente hay una importante variabilidad territorial, donde las zonas con mayores costes suelen coincidir con áreas con una mayor dispersión demográfica y las de menor coste aquellas con mayor proximidad a los centros de tratamiento.

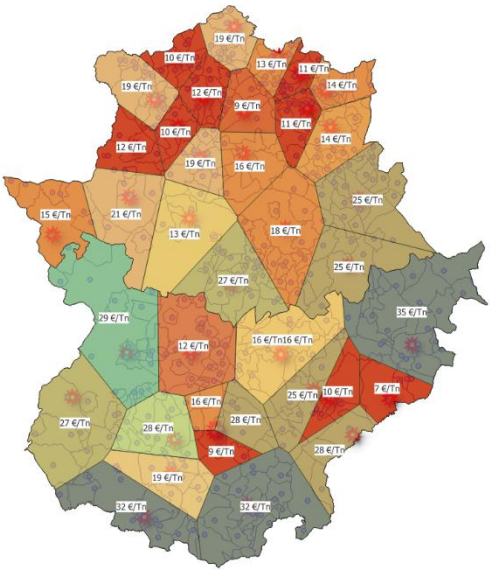


Figura 1. Coste de Transporte a planta asociado a la producción de RCD

Esta situación refleja la limitación del sistema de reciclaje en Extremadura (bajo volumen de RCD tratados y costes elevados) y el impacto directo sobre la viabilidad económica del sistema. Además, la falta de una cultura consolidada de reutilización de materiales reciclados en obra civil y la ausencia de una normativa específica adaptada al contexto regional contribuyen a una infrautilización del sistema existente.

Estas condiciones justifican la necesidad de diseñar una estrategia regional de valorización de RCD adaptada a las particularidades territoriales y económicas de Extremadura, integrando criterios técnicos, logísticos y de planificación. En este sentido, el proyecto GARNOCEX surge como una respuesta integral a estos retos, con el objetivo de establecer las bases para un modelo más eficiente, sostenible y replicable.

3.- EL PROYECTO GARNOCEX Y SUS OBJETIVOS.

El proyecto GARNOCEX, nace con el propósito de transformar el modelo de gestión de los residuos de construcción y demolición (RCD) en la región de Extremadura, abordando las barreras técnicas, económicas y normativas que dificultan su valorización. El proyecto está impulsado por la Junta de Extremadura, en colaboración con la Universidad de Extremadura, el Colegio de Ingenieros Técnicos de Obras Públicas de Extremadura y empresas gestoras del sector de los RCD.

El objetivo general del proyecto es impulsar la transición desde un modelo económico lineal, basado en la secuencia extracción-uso-descarte, hacia una economía circular en el sector de la construcción en Extremadura. Este nuevo paradigma persigue cerrar el ciclo de

vida de los materiales, fomentando su reutilización y reciclaje, y así reducir el consumo de materias primas y la generación de residuos.

De forma específica, el proyecto plantea los siguientes objetivos:

- Fomentar un modelo de desarrollo sostenible en el sector de la construcción, que garantice el equilibrio entre sostenibilidad ambiental, viabilidad técnica y seguridad estructural de las infraestructuras.
- Integrar progresivamente materiales reciclados como alternativa parcial o total a los áridos naturales, garantizando su adecuación técnica mediante ensayos de caracterización y validación del comportamiento a largo plazo.
- Establecer especificaciones técnicas y normativas que regulen el uso de áridos reciclados en obra pública, adaptadas a las particularidades de la región y las necesidades del sector.
- Analizar la viabilidad económica de los materiales reciclados, considerando todo el ciclo de producción desde su origen hasta su disposición final en obra.
- Promover la concienciación y la cultura del reciclaje entre los agentes implicados en el proceso constructivo.
- Digitalizar el proceso de gestión de RCD, asegurando la trazabilidad de los materiales desde su origen hasta su reutilización, permitiendo el control y seguimiento técnico de las soluciones constructivas desarrolladas.

El conjunto de estos objetivos permite abordar el reto del reciclaje de RCD desde una perspectiva integral, combinando investigación, normativa, economía y formación para implantar un modelo regional de economía circular viable y sostenible.

4.- LINEAS DE ESTUDIO Y METODOLOGÍA DEL PROYECTO.

El proyecto GARNOCEX se articula en torno a una serie de líneas de estudio que abordan los principales retos para la valorización de RCD en Extremadura, considerando sus condicionantes territoriales, técnicos y normativos. Cada línea se desarrolla mediante un enfoque metodológico que combina análisis técnico-económico, caracterización de materiales, normalización y acciones formativas

- **Definición de unidades de alto valor añadido:** Se analiza el proceso de transformación del residuo en producto, considerando los costes desde su generación hasta su uso en obra, con el fin de identificar aplicaciones donde el valor técnico y económico del material reciclado permita competir con los productos convencionales y garantizar su viabilidad en el mercado. Cuanto mayor sea el valor final alcanzado, más margen tendrá el productor para asumir los costes de tratamiento sin que ello disminuya el atractivo para el consumidor.
- **Procesado de residuos no convencionales:** Extremadura presenta distintos flujos de residuos industriales poco aprovechados, como escorias de alto horno, vidrio o residuos procedentes de módulos fotovoltaicos. El proyecto analiza la viabilidad técnica de incorporar residuos industriales singulares, como escorias, vidrio o componentes

fotovoltaicos, al ciclo constructivo, con el objetivo de ampliar el catálogo de materiales valorizables en obras de ingeniería civil.

- **Normalización técnica y definición de productos específicos:** Se plantea el desarrollo de unidades constructivas adaptadas a las particularidades de los RCD, con criterios propios de durabilidad y seguridad, que permitan su inclusión en normativa técnica sin depender de los estándares de materiales convencionales.
- **Integración de RCD como componente de otras unidades de obra:** Además de generar nuevos productos, se plantea la utilización de los RCD como fracción en mezclas granulares o capas estructurales. Su introducción parcial puede suponer ventajas tanto económicas como ambientales, como la reducción de emisiones de CO_2, la mejora de propiedades mecánicas o la disminución de costes. Esta estrategia favorece la adopción progresiva de materiales reciclados mediante su integración en soluciones constructivas ya consolidadas.
- **Promoción de la cultura del reciclaje en el sector de la construcción:** La aceptación y el uso generalizado de materiales reciclados no puede producirse sin un cambio en la percepción de técnicos, proyectistas, responsables públicos y empresas constructoras. Para ello, el proyecto contempla acciones de formación, divulgación y transferencia de conocimiento, para reforzar la confianza en su aplicación, impulsando así una transformación hacia prácticas más sostenibles.
- **Digitalización y trazabilidad del proceso de gestión de RCD:** Desde la generación del residuo hasta su procesamiento en planta y posterior incorporación a obra, se plantea el desarrollo de herramientas que permitan registrar y seguir el ciclo completo del material. La trazabilidad es esencial para garantizar la calidad, el cumplimiento normativo y la transparencia del sistema. Esta línea permitirá dotar al modelo de gestión de un mayor control técnico y facilitar su replicabilidad futura.

Cada una de estas líneas se desarrolla mediante un enfoque común basado en el análisis técnico, la caracterización de materiales y la validación experimental, con el objetivo de desarrollar un modelo de economía circular aplicable a las infraestructuras.

5.- RESULTADOS PRELIMINARES Y BENEFICIOS ESPERADOS.

Aunque el proyecto GARNOCEX se encuentra aún en una fase intermedia de desarrollo, ya se han obtenido avances relevantes en varias de sus líneas de trabajo. Entre ellos, destaca la recopilación y análisis de datos sobre la red regional de plantas de tratamiento de RCD, la cuantificación de los costes logísticos asociados al transporte, y la caracterización técnica de diferentes tipos de áridos reciclados producidos en Extremadura. Estos resultados permiten identificar oportunidades reales para su incorporación progresiva en obras de ingeniería civil, especialmente en el ámbito de las infraestructuras viarias.

El trabajo conjunto con plantas de tratamiento y entidades públicas ha permitido establecer flujos de materiales concretos, evaluar los condicionantes normativos actuales y priorizar soluciones constructivas con potencial de desarrollo normativo específico. Asimismo, se ha avanzado en la elaboración de propuestas de productos con RCD que, por su composición y comportamiento técnico, podrían formar parte de las futuras unidades de obra estandarizadas. Esta etapa ha servido también para identificar residuos no convencionales

con alto potencial de valorización, como subproductos industriales, vidrio o elementos procedentes del desmantelamiento de instalaciones fotovoltaicas.

En paralelo, se han iniciado acciones de difusión, formación técnica y concienciación orientadas a técnicos, proyectistas, administraciones y operadores, con el objetivo de fomentar una cultura favorable a la utilización de materiales reciclados y contribuir a su aceptación generalizada en el sector.

Los beneficios esperados del proyecto se agrupan en cuatro planos fundamentales:

Ambiental:

- Reducción del consumo de materias primas vírgenes y de las emisiones asociadas a su extracción y transformación.
- Disminución del volumen de residuos depositados en vertedero.
- Mejora del balance energético de los procesos constructivos al incorporar materiales de menor impacto ambiental.

Técnico:

- Desarrollo de soluciones constructivas viables y seguras que integran materiales reciclados.
- Generación de especificaciones técnicas y normativas que respalden su uso y faciliten su incorporación en obra pública.

Económico:

- Reducción del coste final de determinadas unidades de obra mediante la reutilización de materiales.
- Optimización de los flujos logísticos y de gestión de residuos, especialmente en entornos con baja densidad de población.

Social:

- Generación de empleo vinculado a la valorización de residuos.
- Incremento del conocimiento técnico y de la cualificación profesional en el sector.
- Mejora de la percepción social sobre la reutilización de materiales y fomento de una cultura basada en la economía circular.

4.- CONCLUSIONES

El proyecto GARNOCEX responde a la necesidad urgente de impulsar la economía circular en el sector de la construcción, especialmente en regiones como Extremadura, donde la baja densidad de población y la dispersión territorial dificultan la gestión eficiente de los RCD. A través de un enfoque integral que combina análisis técnico, económico y normativo, el proyecto plantea soluciones concretas para promover la reutilización de estos residuos en infraestructuras viarias, minimizando el impacto ambiental y fomentando un modelo constructivo más sostenible.

Las líneas de estudio desarrolladas permiten avanzar en la caracterización de materiales, la definición de productos específicos, la integración progresiva en unidades de obra y la mejora de la trazabilidad, acompañadas de acciones formativas y de sensibilización.

GARNOCEX no solo establece una base técnica y normativa sólida para la valorización de RCD en Extremadura, sino que también constituye una referencia replicable para otras regiones con características similares, posicionando a la comunidad como un referente en innovación aplicada a la gestión sostenible de residuos en el ámbito de la obra pública.

REFERENCIAS

[1] C. P. Ginga, J. M. C. Ongpeng, y M. K. M. Daly, «Circular economy on construction and demolition waste: A literature review on material recovery and production», *Materials*, vol. 13, n.º 13. 2020. doi: 10.3390/ma13132970.

[2] G. S. dos Reis, M. Quattrone, W. M. Ambros, B. Grigore Cazacliu, y C. Hoffmann Sampaio, «Current Applications of Recycled Aggregates from Construction and Demolition: A Review», *MATERIALS*, vol. 14, n.º 7, abr. 2021, doi: 10.3390/ma14071700.

[3] K. T. Adams, M. Osmani, T. Thorpe, y J. Thornback, «Circular economy in construction: current awareness, challenges and enablers», *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Waste and Resource Management*, vol. 170, n.º 1, pp. 15-24, 2017, doi: 10.1680/jwarm.16.00011.

[4] M. Kianimehr, P. T. Shourijeh, S. M. Binesh, A. Mohammadinia, y A. Arulrajah, «Utilization of recycled concrete aggregates for light-stabilization of clay soils», *CONSTRUCTION AND BUILDING MATERIALS*, vol. 227, dic. 2019, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.116792.

[5] Z. Ma, J. Shen, C. Wang, y H. Wu, «Characterization of sustainable mortar containing high-quality recycled manufactured sand crushed from recycled coarse aggregate», *CEMENT & CONCRETE COMPOSITES*, vol. 132, sep. 2022, doi: 10.1016/j.cemconcomp.2022.104629.

[6] F. Aslani, G. Ma, D. L. Y. Wan, y G. Muselin, «Development of high-performance self-compacting concrete using waste recycled concrete aggregates and rubber granules», *JOURNAL OF CLEANER PRODUCTION*, vol. 182, pp. 553-566, may 2018, doi: 10.1016/j.jclepro.2018.02.074.

[7] C. Sangiorgi, P. Tataranni, A. Simone, V. Vignali, C. Lantieri, y G. Dondi, «A laboratory and filed evaluation of Cold Recycled Mixture for base layer entirely made with Reclaimed Asphalt Pavement», *CONSTRUCTION AND BUILDING MATERIALS*, vol. 138, pp. 232-239, may 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.02.004.

[8] G. S. dos Reis *et al.*, «Fabrication, microstructure, and properties of fired clay bricks using construction and demolition waste sludge as the main additive», *JOURNAL OF CLEANER PRODUCTION*, vol. 258, jun. 2020, doi: 10.1016/j.jclepro.2020.120733.

[9] B. Huang *et al.*, «A Life Cycle Thinking Framework to Mitigate the Environmental Impact of Building Materials», *One Earth*, vol. 3, n.º 5. 2020. doi: 10.1016/j.oneear.2020.10.010.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Análise de índices de durabilidade de concreto autoadensável de menor impacto ambiental com o uso de materiais cimentícios suplementares

Aline Costa[(1)], Gustavo Cunha[(1)], Marcos dos Anjos[(1)] , Matheus Palitot[(1)] e Kevdy Gonçalves[(1)]

[(1)] Departamento de Engenharia Civil, Instituto Federal da Paraíba, Brasil.

RESUMO

O concreto autoadensável (CAA) destaca-se na construção civil devido à sua alta fluidez e capacidade de atender às necessidades atuais de estruturas densamente armadas, sem necessidade de vibração e menores tempos de execução. No entanto, sua produção tradicional envolve elevado consumo de Cimento Portland, gerando alta emissão de CO_2. Dessa forma, a busca por soluções mais sustentáveis na indústria da construção tem se intensificado ao longo dos anos, com destaque para a redução do teor de clínquer, viabilizada pela substituição parcial do cimento convencional por materiais cimentícios suplementares (MCS). O principal objetivo deste trabalho foi analisar a durabilidade de concretos autoadensáveis produzidos com diferentes teores de fíler calcário (FC), metacaulim (MK) e sílica ativa (MS), em substituição parcial ao cimento Portland (CP). Para isso, foram realizados os ensaios de absorção capilar e difusão de íons cloreto, além de analisar a trabalhabilidade através dos ensaios slump flow, IEV, anel J e T500, somado a determinação da resistência à compressão. Foram preparadas três misturas de CAA: uma mistura binária de referência com CP e FC, e duas misturas ternárias, uma com FC + MK e outra com FC + MS. Os resultados demonstraram que a incorporação de MCS aumentou a resistência à absorção capilar ao longo do tempo e reduziu a difusão de íons cloreto, mesmo com menores teores de CP. Isso indica que a substituição parcial do cimento por esses materiais melhora o desempenho do CAA, tornando-o uma alternativa viável para construções mais sustentáveis.

PALAVRAS-CHAVE: concreto autoadensável, durabilidade, materiais cimentícios suplementares, sustentabilidade.

1.- INTRODUÇÃO

A construção civil desempenha papel central no desenvolvimento das sociedades, mas também figura entre as atividades mais impactantes ao meio ambiente. A produção de cimento Portland, principal aglomerante do concreto, é responsável por 7% a 8% das

emissões globais de CO_2, além de demandar intensa extração de calcário e elevado consumo energético [1,2,3]. Esse cenário tem impulsionado a busca por alternativas que aliem desempenho técnico e redução de impactos ambientais, sobretudo no uso de concretos mais sustentáveis.

Nesse contexto, destaca-se o concreto autoadensável (CAA), desenvolvido no Japão na década de 1980 para solucionar problemas de adensamento e durabilidade [4]. Conforme a norma [5], o CAA é capaz de preencher fôrmas apenas pelo seu peso próprio, mantendo homogeneidade e resistência à segregação, sendo indicado em obras com alta densidade de armaduras. Contudo, a fluidez exigida pelo CAA geralmente demanda maiores teores de finos, frequentemente associados ao elevado consumo de cimento Portland e, consequentemente, a maiores impactos ambientais [6].

Uma das principais estratégias para reduzir tais impactos é a incorporação de materiais cimentícios suplementares (MCS), de natureza pozolânica, cimentícia ou inerte, capazes de substituir parcial ou totalmente o cimento Portland. Entre os MCS, destacam-se a sílica ativa (MS), subproduto da indústria metalúrgica, o fíler calcário (FC), proveniente do beneficiamento de agregados, e o metacaulim (MK), pozolana amplamente disponível no mercado. Enquanto MS e MK reagem com a portlandita para formar compostos secundários que densificam a matriz [7,8], o FC atua predominantemente pelo efeito fíler [9]. Assim, a combinação desses materiais contribui para reduzir a pegada de carbono e aumentar a durabilidade do concreto.

A durabilidade é um requisito essencial para a sustentabilidade, uma vez que estruturas mais duráveis demandam menos reparos e recursos ao longo do tempo [2]. Entre os métodos de avaliação, destacam-se os ensaios de absorção capilar e de migração acelerada de cloretos [10], amplamente utilizados em pesquisas [11,12,13]. Nesse sentido, este trabalho buscou avaliar concretos autoadensáveis com diferentes teores de MS, MK e FC, considerando propriedades no estado fresco (slump flow, IEV, anel J, T500), resistência à compressão e índices de durabilidade. Os resultados demonstraram melhorias significativas, reforçando o potencial do CAA com MCS como alternativa para conciliar desempenho técnico e sustentabilidade na construção civil.

2.- MATERIAIS E MÉTODOS

2.1.- Materiais

Os insumos utilizados foram o cimento CP-V ARI, fíler calcário (FC), metacaulim (MK), a sílica ativa (MS) agregado miúdo e o agregado graúdo (passante na peneira 12,5 mm e retido na 9,5 mm), água e superplastificante SCC160 (SP).

2.2.- Composições e moldagem

Os traços de CAA foram formulados com base em Fonseca (2016) e Farias (2019), partindo

de um consumo inicial de 450 kg/m³ de cimento. Buscou-se reduzir esse valor mantendo o espalhamento mínimo exigido de 55 cm [5]. A diminuição do teor de cimento reduziu a fluidez, sendo adotado fíler calcário para recuperar o espalhamento. Assim, o traço de referência (TR) foi definido com 306 kg/m³ de cimento e 165 kg/m³ de fíler, atingindo 75 cm no slump flow.

A partir do TR (apenas fíler), formularam-se dois traços com proporções fixas de finos: MK+FC (metacaulim + fíler) e MS+FC (sílica + fíler). A relação água/finos passou de 0,33 no TR para 0,42 nas misturas com adições, garantindo fluidez sem segregação. O superplastificante foi ajustado conforme o teor de finos, mantendo 55% de argamassa e variando apenas o volume de pasta.

Dessa forma, após a definição das substituições e adições de cada traço, apresenta as composições com as relações e quantidades de materiais adotados. Onde, CIM - cimento; FC- fíler; MK - metacaulim; MS - sílica ativa; AM - agregado miúdo; AG - agregado graúdo; SP - superplastificante; ARG - argamassa **[Quadro 1]**.

Quadro 1. Definição do traços de concreto

Constituintes	*Traço referência*	*Traço com metacaulim e fíler*	*Traço com sílica ativa e fíler*
CP-V ARI	1,00	1,00	1,00
Areia	2,50	2,50	2,50
Brita	3,37	3,37	3,37
Fíler	0,54	0,31	0,31
Metacaulim	0,00	0,23	0,00
Sílica ativa	0,00	0,00	0,23
a/c	0,50	0,65	0,65
SP (%)	1,5	1,5	1,5
Consumo (Kg/m³)	306,3	292,7	291,1

Os concretos foram produzidos em misturador planetário, avaliados no estado fresco e moldados sem vibração. Após 24 h, os corpos de prova foram desmoldados e curados submersos até os ensaios.

2.3.- Análise das propriedades no estado fresco e endurecido

As propriedades no estado fresco do concreto autoadensável foram determinadas por meio dos ensaios de espalhamento (**slump flow**), tempo de escoamento ($\mathbf{T_{500}}$), índice de

estabilidade visual (**IEV**) e habilidade passante (**Anel J**), permitindo avaliar de forma abrangente a fluidez, a viscosidade e a estabilidade das misturas.

No estado endurecido, a resistência à compressão foi obtida em corpos de prova cilíndricos às idades de 7 e 28 dias, considerando-se a média dos resultados de três amostras para cada idade.

Para a caracterização da durabilidade, realizou-se o ensaio de absorção por capilaridade em corpos de prova previamente secos até massa constante, ensaiados aos 28 e 63 dias, posicionados sobre lâmina d'água e monitorados em intervalos de até 72 horas, possibilitando quantificar a capacidade de absorção de água por ação capilar. Complementarmente, empregou-se o ensaio de migração acelerada de íons cloreto, fundamentado na NT Build 492, em provetes previamente saturados em solução de $Ca(OH)_2$ e submetidos a um campo elétrico entre soluções de NaOH e NaCl, com o objetivo de estimar o coeficiente de penetração de cloretos, cujos resultados foram analisados por valores de referência reportados na literatura.

3.- RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.1.- Ensaios no estado fresco

O traço de referência (TR+Fíler) apresentou 750 mm de espalhamento, T500 de 16 s, anel J de 55 mm e IEV 2, com aglomeração de agregados. O traço com metacaulim (MK+Fíler) obteve melhor desempenho, com 800 mm, T500 de 10 s, anel J de 80 mm e IEV 0, sem segregação. Já o traço com sílica ariva (MS+Fíler) alcançou 770 mm, T500 de 12 s, anel J de 65 mm e também IEV 0, evidenciando maior equilíbrio e estabilidade em relação ao TR. Esses resultados confirmam a literatura, que destaca o efeito pozolânico e a elevada área superficial das adições minerais na melhoria da coesão e viscosidade do CAA [2].

3.2.- Ensaio de resistência à compressão

Segundo a fig. 1, o traço-referência, contendo apenas fíler, apresentou um ganho de resistência modesto de 3,87% entre 7 e 28 dias, o que sugere que a hidratação do cimento Portland se deu majoritariamente nas idades iniciais. Já o traço 2, com adição de metacaulim, obteve um incremento de 12,79%, atribuído à sua elevada reatividade pozolânica, que consome o hidróxido de cálcio (CH) liberado e forma C-S-H secundário, contribuindo para o adensamento da microestrutura [14]. Por sua vez, o traço 3, com sílica ativa e fíler, apresentou o melhor desempenho, com aumento de 55,77% na resistência entre 7 e 28 dias. Tal resultado se deve à finura extrema e alta reatividade da sílica ativa, que intensificam o consumo de CH e a formação de C-S-H adicional, promovendo uma matriz cimentícia mais densa e durável [15, 16].

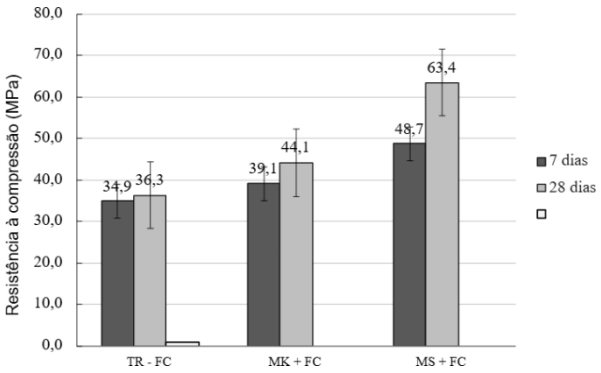


Figura 1. Gráfico dos resultados dos traços ensaiados

3.3.- Ensaio de absorção por capilaridade

A Fig. 2 mostra que a adição de metacaulim e, sobretudo, de sílica ativa reduziu substancialmente a absorção por capilaridade aos 28 dias: o Traço 3 (MS + fíler) exibiu os menores valores em razão da sílica ativa refinar a estrutura de poros, preenchendo capilares e formando uma matriz mais densa e pouco interconectada, o que dificulta a entrada de água [17, 18]; o Traço 2 (MK + fíler) também superou o traço-referência, pois a reação pozolânica do metacaulim gera C-S-H adicional que densifica o concreto e reduz sua permeabilidade [14]; já o traço de referência (apenas fíler) apresentou a maior absorção, característica de matrizes sem pozolanas ativas e, portanto, com rede de poros mais aberta; essa diminuição da absorção indica melhoria direta da durabilidade, tornando o concreto mais resistente à penetração de agentes agressivos transportados pela água, como íons cloreto e sulfatos [19].

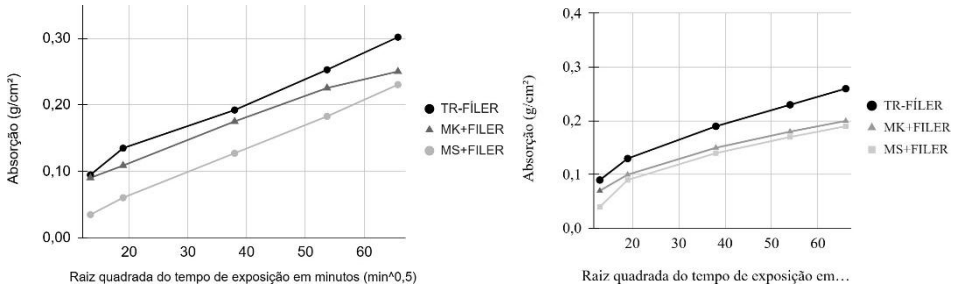


Figura 2. Gráficos dos resultados dos traços no ensaio de absorção por capilaridade

3.4.- Ensaio de difusão por íons cloretos

O ensaio de migração de íons cloretos em regime não estacionário foi utilizado para avaliar a difusão em concretos curados submersos, considerando idades de 28 e 120 dias. Os resultados (Fig.3) mostraram que o traço de referência (TR + FC) apresentou os

maiorescoeficientes de migração, classificados como moderados, com leve redução em idade avançada em função do avanço da hidratação do cimento Portland, que contribui para a densificação microestrutural [20].

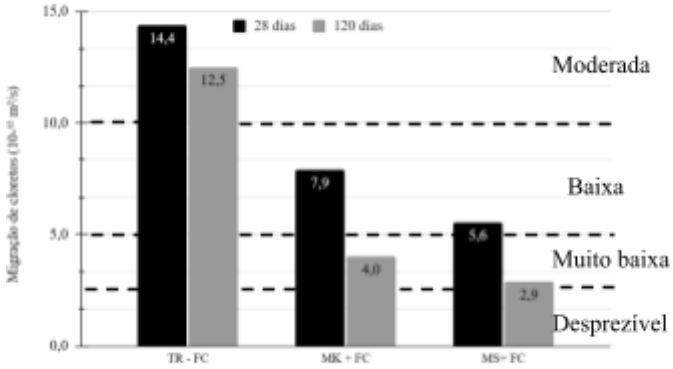


Figura 3. Gráficos dos resultados dos traços no ensaio de difusão de íons cloretos

Em contrapartida, os concretos com metacaulim (MK + FC) e sílica ativa (MS + FC) apresentaram desempenho superior, atingindo classificações entre baixa e muito baixa penetração. Esse comportamento está associado às reações pozolânicas da sílica e da alumina presentes nas adições [2,20], que, além de refinar a microestrutura, favorecem a fixação química de cloretos livres pelos aluminatos hidratados (C-A-H), formando sal de Friedel [21]. A literatura destaca especialmente a sílica ativa como adição capaz de reduzir significativamente a permeabilidade e aumentar a resistência frente a agentes agressivos [22].

4.- CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos e na metodologia adotada, o presente estudo alcançou o objetivo de avaliar o desempenho de concretos autoadensáveis com diferentes proporções de materiais cimentícios suplementares (fíler calcário, metacaulim e sílica ativa), por meio dos índices de durabilidade de absorção capilar e difusão de íons cloreto. Os principais resultados permitem concluir que:

- Todos os traços atenderam às exigências de autoadensabilidade estabelecidas pelas normas, sendo observada variação no espalhamento e no tempo de escoamento em função do tipo de adição empregada. O traço com metacaulim apresentou maior fluidez ressaltando a influência da sua morfologia, enquanto o traço com sílica ativa obteve um maior espalhamento na habilidade passante.
- Quanto à resistência à compressão, as misturas com adições de metacaulim e sílica ativa apresentaram valores superiores ao traço de referência em todas as idades avaliadas, evidenciando a contribuição da atividade pozolânica para o aumento da resistência mecânica.

- No ensaio de absorção por capilaridade, a mistura de referência apresentou os maiores valores, indicando maior porosidade. A mistura com metacaulim apresentou desempenho intermediário, enquanto a mistura com sílica ativa apresentou os menores valores, confirmando o refinamento da microestrutura promovido por essa adição.
- As misturas com MK e MS apresentam penetrabilidade de íons cloreto muito baixas após 120 dias de cura, enquanto a mistura de referência só com filer apresenta penetrabilidade moderada, o que evidencia a importância do uso de adições minerais pozolânicas em concretos autoadensáveis.
- Os resultados confirmam que a substituição parcial do cimento Portland por materiais cimentícios suplementares contribui para a melhoria dos parâmetros de durabilidade analisados, mesmo com menores teores de cimento, tornando-os aliados estratégicos na busca por concretos mais sustentáveis.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi desenvolvido com o apoio do Instituto Federal da Paraíba, à qual os autores agradecem pela infraestrutura disponibilizada e pelo incentivo à pesquisa científica.

REFERÊNCIAS

[1] Damineli et al. Measuring the Eco-Efficiency of Cement Use. Cement & Concrete Composite, v. 32, n. 8, 2010.

[2] Mehta, P. K.; Monteiro, P. J. M. Concreto: Microestrutura, Propriedades e materiais. 4. ed. McGraw-Hill, 2014.

[3] Scrivener, K. L.; John V. M.; Gartner, E. M. Eco-efficient cements: Potential economically viable solutions for a low-CO2 cement-based materials industry. Cement and Concrete Research, v. 114, p. 2-26, 2018.

[4] Okamura, H.; Ouchi, M. Self-Compacting Concrete. Journal of Advanced Concrete Technology, v. 1, n. 1, p. 5-15, 2003.

[5] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR 15823-1: Concreto autoadensável – Parte 1: Classificação, controle e recebimento no estado fresco. Rio de Janeiro, 2017.

[6] Madandoust R.; Mousavi S. Y. Fresh and hardened properties of self-compacting concrete containing metakaolin. Construction and Building Materials, v. 35, p. 752-760, 2012.

[7] Hassan, A. A. A.; Lachemi, M.; Hossain K. M. A. Effect of metakaolin and silica fume on the durability of self-consolidating concrete. Cement and Concrete Composites, v. 34, n. 7, p. 801-807, 2012.

[8] Kavitha, S. et al. Durability studies on self-compacting concrete with metakaolin and silica fume. Construction and Building Materials, v. 93, p. 101-107, 2015.

[9] Uehara, S. et al. Influence of limestone filler on the properties of self-compacting

concrete. Construction and Building Materials, v. 200, p. 1-10, 2019.

[10] NT Build 492, "Chloride Migration Coefficient from Non-steady State Migration Experiments", Nordtest Method (1999).

[11] Wang, X. et al. Capillary water absorption coefficient of cementitious materials considering water–binder ratio, mineral admixture, and preloading. Applied Sciences, v. 12, n. 4, p. 1864, 2022.

[12] Szweda, Z.; Gołaszewski, J.; Ghosh, P.; Lehner, P.; Konečný, P. Comparison of Standardized Methods for Determining the Diffusion Coefficient of Chloride in Concrete with Thermodynamic Model of Migration. Materials, v. 16, n. 2, p. 637, 2023.

[13] Mostardeiro Neto, Carlos Zinn. Absorção capilar e resistividade elétrica de concretos compostos com cinza de casca de arroz de diferentes teores de carbono grafítico. 2011. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, 2011.

[14] Zhang, M. H., & Malhotra, V. M. (1995). Characteristics of a high-strength concrete incorporating metakaolin and silica fume. *ACI Materials Journal*, 92(2), 147-152.

[15] Detwiler, R. J., & Mehta, P. K. (1989). Chemical and physical effects of silica fume on the mechanical properties of concrete. *ACI Materials Journal*, 86(6), 609-614.

[16] Aïtcin, P. C. (2000). *High-Performance Concrete*. E & FN Spon.

[17] Maes, M., & De Schutter, G. (2016). Chloride ingress in concrete with supplementary cementitious materials: A review. *Construction and Building Materials*, 124, 661-671.

[18] ABNT NBR 9779. (2012). *Concreto - Determinação da absorção de água por capilaridade*. Associação Brasileira de Normas Técnicas.

[19] Helene, P. R. L. (1993). *Corrosão em armaduras de concreto armado*. PINI.

[20] TAYLOR, H. F. W. Cement Chemistry. 2nd ed. London: Thomas Telford, 1997

[21] ARYA, C.; XU, Y. Effect of cement type on chloride binding and corrosion of steel in concrete. Cement and Concrete Research, v. 25, n. 4, p. 893–902, 1995.

[22] HOOTON, R. D. Influence of silica fume replacement of cement on physical properties and resistance to sulfate attack, freezing and thawing, and alkali–silica reactivity. ACI Materials Journal, v. 90, n. 2, p. 143–151, 1993.

12- INTELIGÊNCIA ARTIFICIAL APLICADA A BETÕES ESPECIAIS | INTELIGENCIA ARTIFICIAL APLICADA A HORMIGONES ESPECIALES

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Aprendizagem de Máquina e Redes Neuronais Artificiais na Previsão da Resistência à Compressão do Betão: Uma Abordagem Multi-paramétrica

Lauro Mota[(1)] e Aurélio Sine[(2)]

[(1)] Almo Intellect, Maputo, Moçambique
[(2)] Laboratório de Engenharia de Moçambique, Maputo, Moçambique

RESUMO

A previsão da resistência à compressão do betão representa um desafio significativo devido à sua natureza multifatorial e relações não lineares com variáveis de composição e cura. Esta propriedade é fundamental para garantir a segurança e durabilidade das estruturas de betão, tornando importante o desenvolvimento de métodos precisos de previsão. Com o objectivo de auxiliar engenheiros nesta tarefa, propõe-se o desenvolvimento de modelos de Inteligência Artificial precisos para previsão de resistência à compressão. A metodologia adoptada baseia-se na comparação de diferentes arquitecturas de redes neuronais - RNNs, LSTMs e Transformers - bem como o método XGBoost (aprendizagem de máquina), utilizando a base de dados ConcreteXAI para treino, validação e teste dos modelos. Esta abordagem visa estabelecer uma análise comparativa do desempenho entre as diferentes arquitecturas para determinar a solução com melhor desempenho (Erro Absoluto Médio) para a previsão da resistência à compressão do betão.

PALAVRAS-CHAVE: Redes Neuronais Artificiais, Betão, Resistência à Compressão, Aprendizagem de Máquina, Previsão.

1.- INTRODUÇÃO

A previsão precisa das propriedades mecânicas do betão é fundamental para o projeto e execução de estruturas seguras e duráveis [1]. Com o advento da inteligência artificial (IA) e o aumento da disponibilidade de dados históricos de ensaios laboratoriais, surge a oportunidade de desenvolver modelos de previsão mais sofisticados e precisos [2]. Este trabalho propõe uma investigação sistemática sobre a aplicação de diferentes arquiteturas de redes neuronais artificiais e aprendizagem de máquina (AM) na previsão das propriedades mecânicas do betão, com ênfase na resistência à compressão. Abordagem multi-paramétrica refere-se ao uso de múltiplos parâmetros/variáveis de entrada para prever a resistência à compressão do betão. O código utilizado para desenvolver e treinar todos os modelos está disponível em: Base de Código.

2.- REVISÃO DA LITERATURA

Métodos como a regra de Abrams, relacionam a resistência à compressão com a relação água/cimento. No entanto, estes métodos simplificam a complexidade do betão e não consideram outros fatores importantes, como a presença de adições minerais, tipo de agregado, e as condições de cura. Modelos estatísticos como a Regressão Linear Múltipla, apesar de limitados para interações não-lineares, estabelecem relações lineares entre variáveis de entrada e resistência; outras abordagens incluem *Support Vector Machines* (SVM), *Random Forest* baseado em múltiplas árvores de decisão, Redes Neuronais Artificiais (RNAs) com diversas arquiteturas exploradas (redes convolucionais e recorrentes), métodos de aprendizagem de máquina como gradient boosting (XGBoost, LightGBM) e Modelos Híbridos que combinam diferentes técnicas e modelos físicos para melhorar precisão e interpretabilidade.

Os modelos de previsão baseados em IA têm surgido como uma alternativa aos métodos tradicionais. Estudos demonstraram a eficácia de redes neuronais artificiais na previsão da resistência à compressão do betão [3]. Estes modelos utilizam algoritmos de aprendizagem de máquina para identificar padrões e relações complexas em grandes conjuntos de dados, permitindo uma previsão mais precisa.

Guzmán-Torres et al. [4] desenvolveram a base de dados ConcreteXAI, um recurso que compila dados multivariados de ensaios de betão, incluindo informações sobre a composição, condições de cura e propriedades mecânicas. Esta base de dados permite o treinamento, validação e teste de modelos de IA.

2.1.- Redes Neuronais Recorrentes (RNNs)

As RNNs são projetadas para processar sequências de dados, como séries temporais. Possuem conexões recorrentes que permitem que a informação persista ao longo do tempo, tornando-as adequadas para modelar a evolução da resistência do betão ao longo do tempo de cura.

2.2.- Redes de Memória de Longo Prazo (LSTMs)

As LSTMs são um tipo especial de RNN projetadas para lidar com dependências de longo prazo em sequências de dados [5]. Possuem células de memória que permitem armazenar e acessar informações por longos períodos de tempo, o que as torna adequadas para modelar o efeito cumulativo de fatores como a composição do betão e as condições de cura na resistência à compressão.

2.3.- Redes *Transformer*

As Redes Transformer são uma arquitetura de rede neuronal que tem demonstrado resultados em tarefas de processamento de linguagem natural e visão computacional Vaswani et al., [1]. Utilizam um mecanismo de atenção que permite ao modelo focar nas partes mais relevantes dos dados de entrada, o que as torna adequadas para modelar relações complexas entre os diferentes fatores que influenciam a resistência do betão.

2.4.- XGBoost

O XGBoost [6] é um algoritmo aprendizagem de máquina de conjunto baseado em *gradient boosting* que tem demonstrado bom desempenho em problemas de regressão. Distinguindo-se das arquitecturas de redes neuronais pela sua abordagem baseada em árvores de decisão, este método constrói sequencialmente árvores de decisão que corrigem os erros das árvores anteriores, optimizando uma função objectivo através de aproximações de segunda ordem.

3.- METODOLOGIA

3.1.- Base de Dados

Utilizou-se a base de dados ConcreteXAI [4], que contém 4.400 registros de ensaios laboratoriais realizados em condições controladas. O conjunto de dados inclui informações sobre tipos e marcas de cimento, tipos de aditivos utilizados, características dos agregados, resistência de projeto (F'c) e idade de cura. Foram também registradas propriedades mecânicas medidas, incluindo resistência à compressão (Cs), resistência à tração (Ts) e resistência à flexão (Fs), além de propriedades físicas como resistividade eléctrica (Er) e velocidade de pulso ultrassónico (UPV).

Quadro 1. Caracterização do conjunto de dados analisados

Tipo de Cimento	*Amostras*	*Resistência à Compressão Média [MPa]*	*Resistência à Tração Média [MPa]*	*Resistência à Flexão Média [MPa]*
CPO 30R RS BRA	1280	21.11	1.67	1.63
CPC 40R	880	43.63	3.19	4.47
CPC 30R RS	960	32.34	–	–
CPC 30R	1300	31.86	2.80	–
Total/Média	4420	31.19	1.94	1.36

3.2.- Pré-processamento de Dados

No tratamento de valores omissos, foi realizada imputação utilizando técnicas como média ou mediana. Na normalização, aplicou-se a técnica min-max para escalar os dados entre 0 e 1, evitando que variáveis com valores maiores dominassem o processo de aprendizagem. Os dados foram então divididos em três conjuntos: treinamento (70%), validação (15%) e teste (15%).

3.3.- Desenvolvimento dos Modelos de RNA

Foram desenvolvidos e comparados quatro modelos com diferentes arquitecturas:

1. **RNN (GRU)**: Rede neuronal recorrente baseada em unidades GRU bidirecionais
2. **LSTM**: Rede neuronal recorrente com múltiplas camadas LSTM
3. **Transformer**: Rede neuronal baseada no mecanismo de atenção
4. **XGBoost**: Modelo baseado em árvores de decisão *gradient boosting*

Os modelos foram treinados utilizando o conjunto de treino e o algoritmo de optimização AdamW. O desempenho dos modelos foi avaliado no conjunto de validação utilizando as seguintes métricas: Erro Médio Quadrático (RMSE), Coeficiente de Determinação (R^2) e Erro Absoluto Médio (MAE).

4.- RESULTADOS E DISCUSSÃO

A tabela abaixo apresenta um resumo comparativo entre os diferentes modelos de RNA:

Quadro 6. Comparação de desempenho entre modelos

Modelo	*RMSE (MPa)*	*R^2*	*MAE (MPa)*
RNN (GRU)	1.461	0.9775	1.039
TRANSFORMER	1.393	0.9796	1.053
LSTM	0.927	0.9910	0.671
XGBOOST	**0.683**	**0.9951**	**0.439**

4.1.- Resultados do Modelo RNN (GRU)

O modelo RNN baseado em arquitectura *Gated Recurrent Unit* (GRU) bidireccional apresentou um RMSE de 1.461 MPa e um coeficiente de determinação R^2 de 0.9775. A arquitectura GRU com 3 camadas e 224 unidades ocultas demonstrou capacidade adequada para capturar dependências sequenciais nos dados de betão, embora com desempenho inferior aos modelos LSTM e XGBoost.

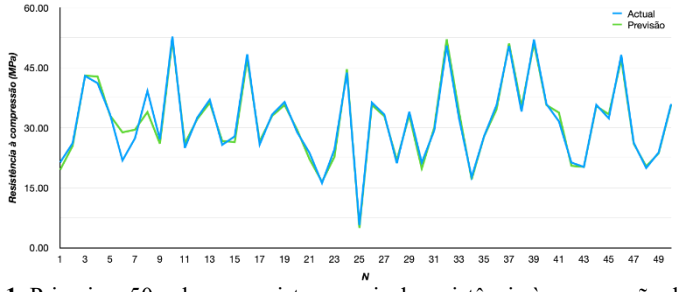


Figura 1. Primeiros 50 valores previstos e reais da resistência à compressão do betão no modelo RNN (GRU)

A análise da figura 1 apresenta correlação entre valores previstos e reais. Observam-se alguns desvios pontuais onde a previsão subestima significativamente o valor real. No entanto, o modelo captura eficazmente as variações de resistência na gama de 15-50 MPa, demonstrando capacidade de generalização para diferentes composições de betão.

4.2.- Resultados do Modelo Transformer

O modelo Transformer apresentou ligeira melhoria comparativamente ao RNN, figura 2, alcançando RMSE de 1.393 MPa e R^2 de 0.9796. A arquitectura com 4 camadas, 2 cabeças de atenção e dimensão 64 demonstrou eficácia na identificação de relações complexas entre variáveis.

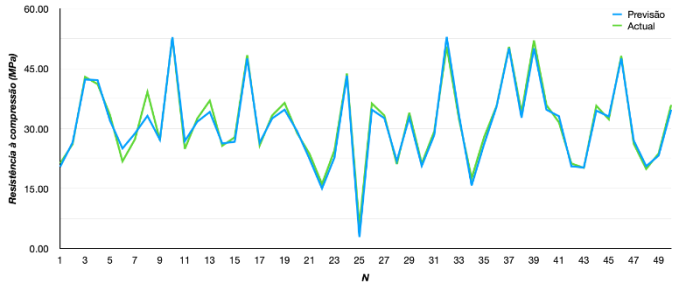


Figura 2. Primeiros 50 valores previstos e reais da resistência à compressão do betão no modelo Transformer

O mapa de atenção na figura 3 demonstra que o modelo atribui maior importância à marca do cimento, tipo de agregados e aditivos nas camadas iniciais, enquanto nas camadas superiores foca-se mais nas propriedades físicas medidas (resistividade, velocidade ultra-sónica). Esta evolução hierárquica da atenção sugere que o modelo aprende primeiro características básicas dos materiais e depois integra propriedades físicas complexas.

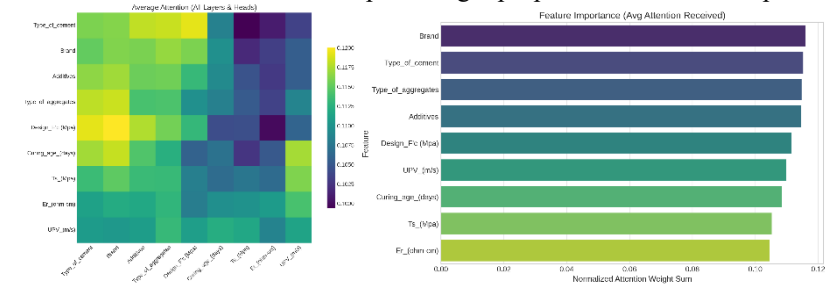


Figura 3. Mapa de atenção média em todas cabeças e soma pesada de importância por variável

4.3.- Resultados do Modelo LSTM

O modelo LSTM demonstrou desempenho consideravelmente superior aos modelos sequenciais anteriores, alcançando RMSE de 0.927 MPa e R^2 de 0.9910 (figura 4). A arquitectura LSTM com múltiplas camadas mostrou-se eficaz para capturar dependências

de longo prazo nos dados de betão, com resultados significativamente superiores tanto do RNN quanto do Transformer.

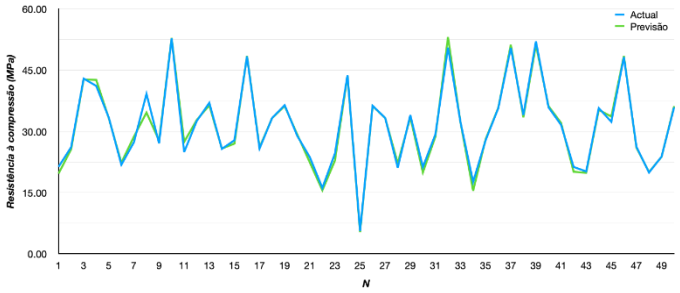


Figura 4. Primeiros 50 valores previstos e reais da resistência à compressão do betão no modelo LSTM

4.4.- Resultados do Modelo XGBoost

O modelo XGBoost apresentou o melhor desempenho global, alcançando RMSE de 0.683 MPa e R^2 de 0.9951. A análise de importância das características revela que a resistividade eléctrica (Er) é o factor mais influente (28.5%), seguido da resistência à tracção (Ts) com 17.9% e aditivos com 15.3%.

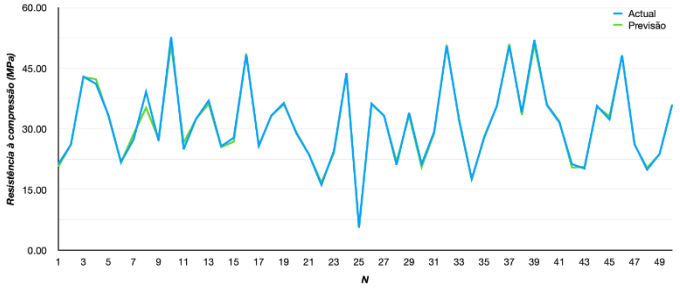


Figura 5. Primeiros 50 valores previstos e reais da resistência à compressão do betão no modelo XGBoost

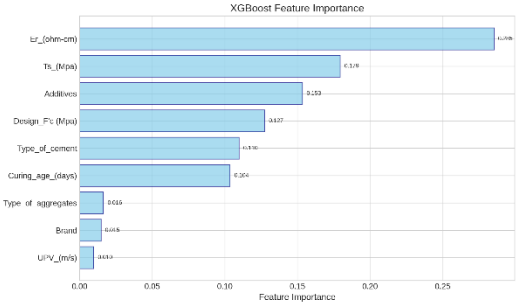


Figura 6. Importância de variáveis no modelo XGBoost

5.- CONCLUSÃO

As arquitecturas de *deep learning* (RNAs) apresentaram desempenho inferior, neste contexto, em relação ao algoritmo de aprendizagem de máquina (AM) XGBoost para previsão da resistência à compressão do betão.

O XGBoost (AM) alcançou um desempenho R^2 de 0.9951 e RMSE de 0.683 MPa. Entre as arquitecturas de redes neuronais, o modelo LSTM (RNA) demonstrou melhor desempenho (R^2 de 0.9910 e RMSE de 0.927 MPa) comparado com Transformer (RNA) (R^2 de 0.9796 e RMSE de 1.393 MPa) e RNN (RNA) (R^2 de 0.9775 e RMSE de 1.461 MPa).

Observam-se diferenças entre os valores que as arquitecturas atribuem à importância das variáveis: no XGBoost (AM), a resistividade eléctrica (Er) apresentou 28.5%, a resistência à tracção (Ts) 17.9%, os aditivos 15.3%, a resistência de projecto (F'c) 12.7% e o tipo de cimento 11.0%. Por outro lado, no Transformer (RNA) em atenção média, a marca recebeu a maior atenção, o tipo de agregados a segunda maior e os aditivos a terceira maior atenção. A análise das matrizes de atenção do Transformer (RNA) revela uma evolução hierárquica: as camadas iniciais focam-se em características básicas dos materiais (marca, tipo de cimento, agregados), enquanto as camadas superiores integram outras propriedades físicas resistividade, velocidade ultra-sónica.

A superioridade do XGBoost (AM) neste contexto reflecte a adequação da arquitectura ao problema, dados tabulares estruturados com interacções entre variáveis constituem o domínio dos métodos baseados em árvores de decisão, enquanto as arquitecturas RNA apresentaram limitações relacionadas com o tamanho do conjunto de dados e a natureza não-sequencial dos dados.

As implicações práticas deste estudo incluem a optimização da mistura do betão, visando a redução do consumo de cimento e outros materiais para uma produção mais sustentável e económica. Adicionalmente, permite a melhoria do controlo de qualidade através da identificação precoce de desvios na resistência do betão, possibilitando a implementação de ações corretivas imediatas. Outra implicação é a redução de custos, resultante da optimização do uso de materiais e da menor necessidade de ensaios laboratoriais demorados e dispendiosos, contribuindo para o aumento da segurança e durabilidade das estruturas através da previsão precisa da resistência do betão.

É importante considerar as limitações dos dados, uma vez que a base ConcreteXAI representa principalmente condições laboratoriais controladas que podem não refletir a variabilidade encontrada em aplicações de campo, o que impacta a generalização geográfica, já que os dados podem não ser representativos de materiais e práticas utilizadas em diferentes regiões; ademais, fatores como humidade relativa durante a cura, temperatura ambiente e variabilidade lote a lote dos materiais não estão completamente capturados nos modelos, limitando a interpretabilidade, mesmo que o XGBoost apresente melhor desempenho, visto que a natureza de "caixa negra" destes modelos pode restringir a aceitação na indústria da construção.

Pesquisas futuras podem focar-se na validação experimental em laboratório e com dados de campo de obras reais para melhorar a representatividade. Além disso, a combinação de redes neuronais com modelos físicos baseados na química do cimento, a aplicação a diversos tipos de betão e integração com sistemas *internet of things* (IoT).

REFERÊNCIAS

[1] Vaswani, A., Shazeer, N., Parmar, N., Uszkoreit, J., Jones, L., Gomez, A.N., Kaiser, L. and Polosukhin, I., 'Attention is all you need', in 'Advances in Neural Information Processing Systems', Proceedings of the 31st Conference on Neural Information Processing Systems, Long Beach, December, 2017 (Curran Associates, Red Hook, 2017) 5998-6008.

[2] Yeh, I-C., 'Modeling of strength of high-performance concrete using artificial neural networks', Cement and Concrete Research 28 (12) (1998) 1797-1808.

[3] Li, Daihong, Zhili Tang, Qian Kang, Xiaoyu Zhang, and Youhua Li. 2023. "Machine Learning-Based Method for Predicting Compressive Strength of Concrete" Processes 11, no. 2: 390. https://doi.org/10.3390/pr11020390.

[4] Guzmán-Torres, J.A., Domínguez-Mota, F.J., Alonso-Guzmán, E.M., Tinoco-Guerrero, G. and Martínez-Molina, W., 'ConcreteXAI: A multivariate dataset for concrete strength prediction via deep-learning-based methods', Data in Brief 48 (2023) 108882.

[5] Sepp Hochreiter, Jürgen Schmidhuber; Long Short-Term Memory. Neural Comput 1997; 9 (8): 1735–1780. doi: https://doi.org/10.1162/neco.1997.9.8.1735.

[6] Chen, Tianqi and Carlos Guestrin. "XGBoost: A Scalable Tree Boosting System." Proceedings of the 22nd ACM SIGKDD International Conference on Knowledge Discovery and Data Mining (2016): n. pag.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Surrogate modelling for concrete pavement design

Juan Pedro Cortés-Pérez[(1)], Carmen Calvo-Jurado[(2)], Emiliano Maldonado [(1)] Christian Miguel Pacheco-Rodríguez[(1)], Mario Núñez-Fernández[(1)], José Carlos García-Merino[(3)]

(1) Departamento de Construcción, Universidad de Extremadura, España.
(2) Departamento de Matemáticas, Universidad de Extremadura, España.
[(3)] Departamento de Sistemas de Comunicación y Control, Universidad Nacional de Educación a Distancia, España

ABSTRACT

Concrete is a material rarely used in road or urban pavement design. However, it presents significant advantages from a sustainability perspective, such as reducing the urban heat island effect due to its light colour, improving nighttime visibility conditions, and reducing maintenance costs due to its superior durability.

Pavement design methods in Spanish national and local regulations are based on rigid tables which do not allow for the comparison of different solutions or the adoption of intermediate values, often leading to over-dimensioning designs. Some of these regulations allow design through multilayer analytical models, which can partially address these limitations. However, this approach requires specific computational tools that are not widely implemented in many engineering firms and involves longer processing times. Additionally, conducting multiparametric design analyses requires computational resources that are often unfeasible in practice.

In this context, surrogate models emerge as a powerful alternative, enabling a very high number of simulations with minimal computational cost. This study presents a methodology for concrete pavement design using surrogate models trained on data from analytical models. This approach enables the selection of optimal designs based on traffic conditions and facilitates decision-making based on pavement service life. It also improves concrete slab design by optimizing parameters such as thickness and flexural strength. Moreover, it enables the selection of the most suitable or locally available materials, ensuring compliance with service life requirements.

KEYWORDS: Concrete pavement, Finite elements, Surrogate modelling, Polynomial chaos expansion.

1.- INTRODUCTION

The road's structural design in Spain is based on the national code "6.1-IC" [1] and local codes based on the former. This methodology provides a catalogue of structural sections

with predefined material layers, selected primarily based on the anticipated daily volume of heavy traffic (i.e., Daily Mean Intensity, DMI) over the design service life.

In the specific case of urban or suburban roads made of rigid concrete pavement, the DMI is often well below 25 heavy vehicles per day, which is the minimum threshold considered by the national code "6.1-IC." On the other hand, the average traffic may impose characteristic stresses significantly lower than those assumed for heavy traffic conditions. Those two factors may result in over-dimensioned designs if a fatigue analysis is made to check the structural sections given in "6.1-IC" for a DMI lower than 25 heavy vehicles per day over a 30-year design service life.

Based on the above, this paper presents a specific case of a fatigue analysis for a concrete pavement with flexural strength of 2.5 MPa on top of a base course and subgrade (i.e. natural soil). The stress-based fatigue analysis is performed by means of a parametric study involving 6 input variables and of 2916 design points, a number whose computational demands may make such an approach unfeasible.

To overcome this limitation, a surrogate model based on multielement polynomial chaos expansion [2] is proposed as a replacement for the computationally intensive FEM-based multiparametric pavement design. The model is trained on a discrete set of numerical evaluations covering the relevant parameter space. Once trained, its low evaluation cost allows for efficient uncertainty propagation, enabling a statistical characterization of the elastic and performance properties of analytically modelled multilayer pavements

2.- PROPOSED DESIGN OF CONCRETE PAVEMENTS

2.1.- Parametric analytical method

An axisymmetric model is composed of three layers consisting of an upper concrete rigid pavement, a middle granular base, and a bottom subgrade (existing soil). A rectangular flexible shell mesh with minimum element size of 25 mm for the pavement and base, and 100 mm for the subgrade, is proposed. The three layers are assumed to be bounded between them; the bottom line of the base is fixed.

The concrete pavement has been modelled with parametric thicknesses (h_c) of 80, 90, 100, 120, 140 and 160 mm; the base thicknesses are set to (h_g) 100, 200 and 300 mm. Finally, the subgrade is assigned a fixed thickness of 3,000 mm.

The Young's moduli are set at 25, 30 and 35 GPa for the concrete pavement (E_1), 200, 500 and 800 MPa for the base (E_2), and 80, 140 and 200 MPa for the subgrade (E_3). The Poisson's ratios are 0.2 for the pavement, 0.3 for the base and 0.4 for the subgrade.

In relation to the vehicle loading, the maximum pressure (p) is set to 88 kPa per wheel, which is equivalent to a 13.5 tonne front axle [1]; additional parametric pressures of 80, 70, 60, 50 and 40 kPa are used to model lighter vehicles.

A custom design parametric analysis is proposed to carry out a stress-based fatigue output obtaining for the equivalent stress maximum (σ) values between 0.5096 and 4.781 (MPa). An S-N curve is derived for a 2.5 MPa characteristic flexural strength based on ACPA formulation with 15% cracked slabs, 80% reliability, and a 94% probability of survival. Due to the low values of DMI, the life to be obtained is cut to a maximum of 370,000 cycles. The fatigue analysis follows a stress-life, zero-based constant amplitude loading approach using Soderberg mean stress correction. The output is checked against a second-order polynomials response surface analysis. To this aim, a total of 2916 design points are defined in a single ANSYS 2025R1 file for the parametric analyses. The computer used has an Intel(R) Core (TM) i7-9700 CPU@3.00 GHz processor, 128 GB RAM, and 2 TB SSD disk.

3.- SURROGATE MODELS

3.1.- Polynomial chaos expansion

Assuming that the multilayer pavement's mechanical properties are independent random variables arranged in a vector $\boldsymbol{x} \in \boldsymbol{D}$, $\boldsymbol{x} = (x_1, x_2, \dots, x_M)$ with $\boldsymbol{D} \subset \mathbb{R}^M$ the parameter design space, a surrogate model or metamodel is a mathematical function $M(\boldsymbol{x})$ which aims to emulate the original numerical model that approximates the property of interest $y \in \mathbb{R}$, but at a lower computational cost. The general procedure to construct a surrogate model can be summarized in the following steps:

1. Sample a training set ED and a validation set V covering the parameter design space:
$ED = \{(\boldsymbol{x}^{(1)}, y^{(1)}), \dots, (\boldsymbol{x}^{(\mathrm{k})}, y^{(k)})\}, V = \{(\boldsymbol{\xi}^{(1)}, \tilde{y}^{(1)}), \dots, (\boldsymbol{\xi}^{(\mathrm{K})}, \tilde{y}^{(K)})\} \subset D, \quad K \in \mathbb{N}$
2. Solve an optimization problem to identify the parameters of the surrogate model.
3. Assess the metamodel's accuracy on the validation set V.

In particular, the Polynomial Chaos Expansion (PCE) surrogate representation of the effective property $y \in \mathbb{R}$ is defined as an expansion of y onto an orthogonal multivariate polynomial basis as [1]

$$y \approx M(\boldsymbol{x}) = \sum_{\boldsymbol{\alpha} \in \mathbb{N}^M} a_{\boldsymbol{\alpha}} \Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}). \quad (1)$$

In Eq. (1), the $a_{\boldsymbol{\alpha}}$ are unknown deterministic coefficients, and $\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}$ are multivariate polynomials organized in vector $\boldsymbol{\Psi}$ and constructed by a family of orthogonal polynomials as $\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}) = \prod_{i=1}^{M} \Psi_{\alpha i}^{(i)}(x_i)$, where the multidimensional index notation $\boldsymbol{\alpha} = [\alpha_1, \dots, \alpha_M]$ is adopted. Several families of orthogonal polynomials have been introduced in the literature; among them, in this work, Legendre polynomials $\mathrm{P_n(x)} = \frac{1}{2^{\mathrm{n}}} \sum_{\mathrm{k}=0}^{\mathrm{n}} \binom{\mathrm{n}}{\mathrm{k}}^2 (\mathrm{x}+1)^{\mathrm{n}-\mathrm{k}} (\mathrm{x}-1)^{\mathrm{k}}$ will be employed to model uniformly distributed input variables.

Although expression in Eq. (1) can be proved exact for an infinite number of polynomials, in practical applications only a finite number of terms can be computed, and then, this expansion must be truncated after a finite number of terms. A classical strategy consists of retaining all those polynomials $\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}$ with total degree up to p, that is $0 \leq |\boldsymbol{\alpha}| \leq p$, with $|\boldsymbol{\alpha}| = \sum_{i=1}^{M} \alpha_i$. Based on this formulation, the PCE can be expressed as $M(\boldsymbol{x}) =$

$\sum_{\alpha\in\mathcal{A}} a_{\boldsymbol{\alpha}}\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}) = \boldsymbol{a}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\Psi}(\boldsymbol{x}), with\ \mathcal{A} = \{\boldsymbol{\alpha}\in\mathbb{N}^M : |\boldsymbol{\alpha}| \le p\}$. The PCE coefficients $a_{\boldsymbol{\alpha}}$ can be estimated by least squares regression on the set ED (in this work have been numerically obtained using ANSYS as described in Section 2.1) by minimizing the expectation of the least squares errors as:

$$\boldsymbol{a} = \arg\min_{\boldsymbol{a}\in\mathcal{A}} \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\left(M(\boldsymbol{x}^{(i)}) - \sum_{\boldsymbol{\alpha}\in\mathbb{N}^M} \boldsymbol{a}_{\boldsymbol{\alpha}}\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}^{(i)})\right)^2. \tag{2}$$

Additionally, to assess the accuracy of the developed metamodel $M(\boldsymbol{x})$, the following metrics (Table 1) evaluated on the validation set V (independent of the ED) and providing both local and global performance measures of the different approaches, have been used.

Table 1. Error metrics for the accuracy assessment of PCE metamodel over a validation set V of size K ([5])

Normalized mean-square error (NRMSE)	*Normalized maximum absolute error (NMAE)*	*Coefficient of determination (R^2)*
$\sum_{i=1}^{K}\left(\hat{y}^{(i)} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2 / \sum_{i=1}^{K}\left(\bar{Y} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2$	$(K\sigma_Y)^{-1}\max_i \lvert\hat{y}^{(i)} - \tilde{y}^{(i)}\rvert$	$R^2 = \sigma_{Y\hat{Y}}^2/\sigma_Y^2\sigma_{\hat{Y}}^2$
$Y = \{\tilde{y}^{(1)}, \tilde{y}^{(2)}, \dots, \tilde{y}^{(K)}\}$	$\sigma_Y = \left(\frac{\sum_{i=1}^{K}\left(\bar{Y} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2}{K-1}\right)^{1/2}$	$\bar{Y} = mean(Y)$
$\hat{Y} = \{\mathbf{M}(\boldsymbol{\xi}^{(1)}), \mathbf{M}(\boldsymbol{\xi}^{(2)}), \dots, \mathbf{M}(\boldsymbol{\xi}^{(\mathrm{K})})\}$	$\sigma_{\hat{Y}} = \left(\frac{\sum_{i=1}^{K}\left(\bar{\hat{Y}} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2}{K-1}\right)^{1/2}$	$\bar{\hat{Y}} = mean(\hat{Y})$

In Table 1, the term $\sigma_{Y\hat{Y}}$ represents the covariance of $(Y, \hat{Y})$, whereas σ_Y^2 and $\sigma_{\hat{Y}}^2$ denote the variance of Y and $\hat{Y}$, respectively. Observe, that NRMSE and R^2 provides global accuracy measures, while NMAE represents a local estimation of accuracy.

3.2.- Multielement surrogate model approach

The previously presented PCE metamodel suffers from low convergence rates when the forward model M exhibits non-smoothness [4]. Thus, considerably large ED sizes are often required to achieve accurate predictions which compromises the computational efficiency of the PCE model. Moreover, sometimes (as in the present work when we try to emulate the minimum life cycles), the high nonlinearity of the initial model makes an accurate approximation unfeasible despite increasing the size of the ED or the degree of the expansion. To address this issue, a multi-element PCE model inspired by [2,5] is proposed in this work. This approach consists in the partitioning of the random input space into a finite set of non-overlapping subdomains, and the construction of a local PCE surrogate model in each one following the formulation in Section 3.1. To do so, the space domain is partitioned into distinct subregions $D = \cup_{\ell=1} D_\ell,\ D_\ell \cap D_{\ell'} = \emptyset$ with splitting directions

defined after a preliminary sensitivity analysis. The algorithm prioritizes the partitioning of those variables that provide the highest sensitivities (those with the greatest effect on the variability of the quantity of interest y) in terms of the Sobol indices [6], which can be readily extracted from the coefficients of a global PCE [3] by $S_{x_i} = \frac{E\left[E[M(\boldsymbol{x}|x_i)]^2\right] - E[M(\boldsymbol{x})]^2}{Var[M(\boldsymbol{x})]}$. Finally, assembling them into a piecewise function to obtain a global metamodel as follows $M(x) = \sum \chi_\ell(x) M_\ell(x)$, where $\chi_\ell(x)$ and M_ℓ denote the indicator variable and the local PCE developed in the subregion D_ℓ.

4.- RESULTS

4.1.- Parametrical analytical model

Results were checked in a full second order polynomials response surface to validate the analysis in terms of life cycles. (Fig. 1-a) depicts a 3D surface relating the pavement thickness against the pressures applied.

Based on the input described in Sect. 2.1, a S-N curve is obtained for flexural stresses in the concrete pavement between 1.5 and 2.5 MPa as shown in (Fig. 1-b). It can be seen that the maximum number of cycles set in the analysis (370,000) is reached for flexural stresses close to 66% of the characteristic flexural strength.

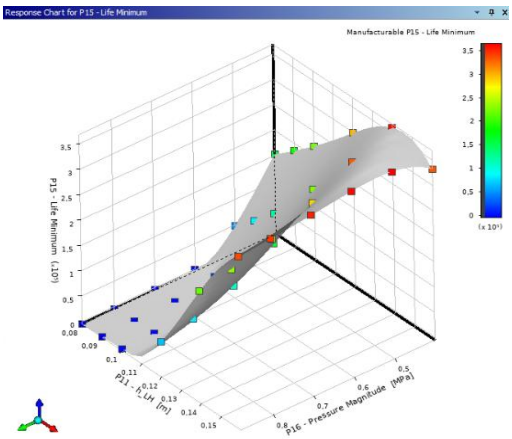


Figure 1-a. 3D surface relating concrete thickness and pressures applied against life cycles.

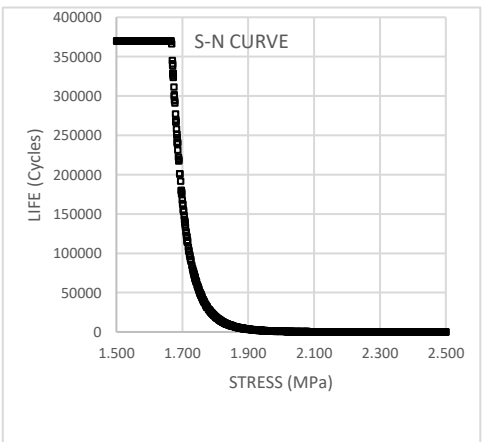


Figure 1-b. S-N curve based on the parametric fatigue analysis

The analysis is implemented in ANSYS 2025R1 Mechanical environment. The computer used has an Intel(R) Core (TM) i7-9700 CPU@3.00 GHz processor, 128 GB RAM, and 2 TB SSD disk. The total time required for running the 2916 design points was 51 hours.

4.2.- Numerical surrogate approach

Following the theoretical framework introduced in Sect. 3, a PCE metamodel M: $\mathbb{R}^7 \rightarrow \mathbb{R}$ modeling the life minimum (N) curve $y = M(\boldsymbol{x}) = M(E_1, E_2, E_3, h_c, h_g, p, \sigma)$ was constructed using 2916 training points (ED) and validated with 1094 independent samples (V). The random variables included in the model are defined by E_1, E_2, E_3 the concrete and gravel Young's modulus (GPa) of the concrete, gravel and subgrade soil layers, respectively, h_c and h_g the concrete and gravel layers thickness, p the maximum vehicle pressure per wheel and σ the maximum stress applied on the pavement with statistical properties reported in Table 2. The detailed description of these variables can be found in Sect. 2.1. Initially, a PCE was constructed following the standard approach (Sect. 3.1), using a polynomial degree of 8 and p = 0.9. However, the model exhibited poor performance due to the highly nonlinear nature of the loading cycles curve (Fig. 1). The first-order sensitivity Sobol indices (covariance of the univariate PCE component function and the output normalized by the output variance) are equal to $S_{E_1} = S_{E_2} = S_{E_3} = S_{h_c} = S_{h_g} = S_p = 0$, S_σ =1. Therefore, a partitioning based on the stress variable the multielement surrogate expansion has been developed following Section 3.2 $M(\boldsymbol{x}) = \sum \chi_\ell(\boldsymbol{x}) M_\ell(\boldsymbol{x}), \ell = 1{,}2$ taking $p = 0.9$ in Eq. (3) and order 2, 10 for M_1, M_2, respectively.

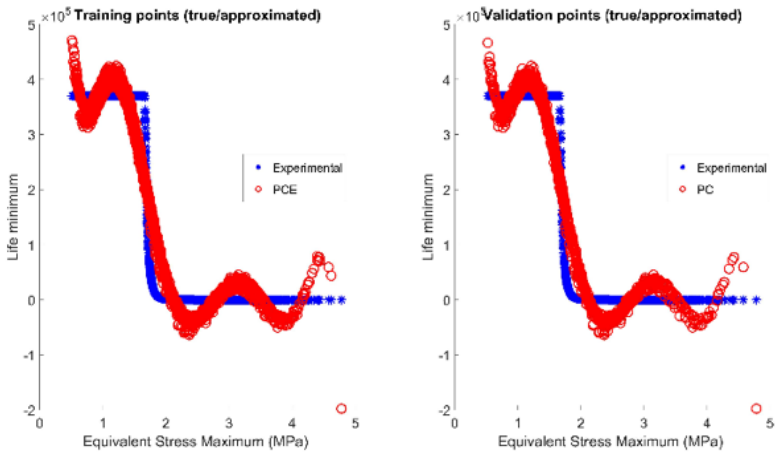


Figure 2. Inaccurate prediction by a surrogate model constructed using an 8th-degree Polynomial Chaos Expansion (PCE) with p = 0.9 The training (on the left) and the validation (on the right) datasets used to develop the PCE are represented by blue dots.

Table 2. Statistical distributions of the material parameters.

Variable	*Distribution*
E_1, Young's modulus of the concrete (MPa)	Uniform $U(25000, 35000)$
E_2,Young's modulus of the aggregate (MPa)	Uniform $U(200,800)$
E_3, Young's modulus of the subgrade soil (MPa)	Uniform $U(80,200)$
h_c, Concrete thickness layer (m)	Uniform $U(0.08,0.16)$
h_g, Aggregate thickness layer (m)	Uniform $U(0.1, 0.3)$
p, Pressure Magnitude (MPa)	Uniform $U(0.4, 0.88)$
σ, Equivalent Stress Maximum (MPa)	Uniform $U(0.5096,4.7812)$

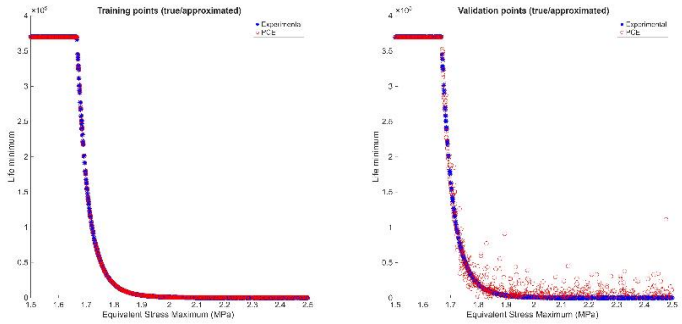


Figure 3. Marginal predictions (red points) provided by the multielement surrogate model of the life minimum for pavements. The training (on the left) and the validation (on the right) datasets used to develop the PCE are represented by blue dots.

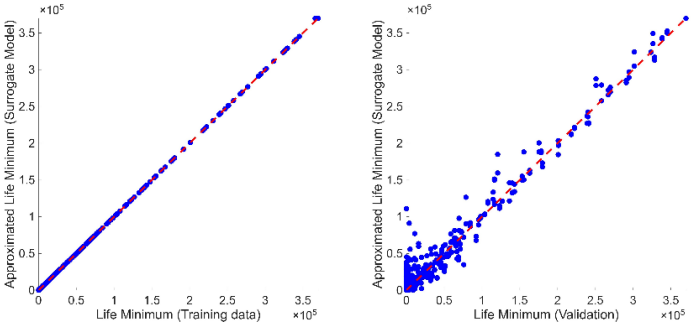


Figure 4. Comparison between experimental ANSYS data and the surrogate model predictions for the life minimum property, presented for the experimental dataset ($x^{(i)}$ and $M(x^{(i)})$, on the left) and the validation dataset (Y and $\hat{Y}$, on the right).

To illustrate the effectiveness of the metamodel in representing the system behaviour, once fixed variables $x_1, x_2, x_3, x_4, x_5, x_6$, Fig. 3 shows a comparison between experimental data (ED and V) and the predictions provided by $M(\boldsymbol{x})$ for the same $\boldsymbol{x}$ values in the parameter space $D \subset \mathbb{R}^6$. It can be observed that the proposed PCE model accurately reproduce the life minimum curve for any value of the input variables needing only 346.11 seconds to be constructed compared to 51 hours using the usual procedure (Sect. 4.1). The performance metrics presented in Table 1 yield values of NRMSE, NMAE and R^2 equal to 8.1469e-07, 0.0021117, 1 for the training set, and 0.0035029, 0.0003146, 0.99653 for the validation set. These results indicate that the surrogate model $M(\boldsymbol{x})$ reliably captures the behavior of the pavement with different characteristics as defined by the analytical model developed in ANSYS. It should be noted that the metamodel requires only 1.2046 seconds to evaluate a total of 1094 data points. Therefore, this approach emerges as an excellent alternative for real-time prediction of the pavement's life minimum for arbitrary $E_1, E_2, E_3, h_c, h_g, p \; and \; \sigma$ with values in the parameter space.

5.- CONCLUSIONS

A parametric model with seven variables and 2916 design points has been made to evolve a stress-based fatigue analysis to define the allowable life cycles of a road structural section made of an upper concrete layer, a base course and a subgrade. The results obtained depicts life-stress values in accordance with the ACPA S-N diagram for a 2.5 MPa flexural strength, a 15% of cracked slabs, an 80% reliability percentage, and a probability of 94%.

The computational cost involved for an Intel(R) Core (TM) i7-9700 CPU@3.00 GHz processor, 128 GB RAM, and 2 TB SSD disk was approximately 51 hours, which may hinder or even prevent such an approach for an engineering office under normal circumstances. To overcome this computational burden, an optimal multielement PCE surrogate model dependent on seven variables was developed to approximate the minimum life behaviour of laminated pavements. The model was trained and validated using experimental data obtained in the laboratory with ANSYS. The computational efficiency of this approach enables real-time analysis of computationally intensive problems that describe the evaluation of the response at any values of the variable *x* in the parameter space.

ACKNOWLEDGEMENTS

This work has been partially supported through Ministerio de Ciencia e Innovación (Spain) [PID2023-149186NB-I00] and by the Junta de Extremadura (Spain) through Research Group Grants [GR18023 y GR24113].

REFERENCES

[1] Ministerio de Obras Públicas y Urbanismo. Norma 6.1 IC Secciones de Firme de la Instrucción de Carreteras, 2003.

[2] García-Merino, J. C., Calvo-Jurado, C., Martínez-Pañeda, E. and García-Macías, E. Multielement polynomial chaos Kriging-based metamodelling for Bayesian inference of non-smooth systems. Applied Mathematical Modelling, 116 (2023), 510-531.

[3] Blatman, G. and Sudret, B. Adaptive sparse polynomial chaos expansion based on least angle regression. Journal of computational Physics, 230 (6) (2011) 2345-2367.

[4] Pellegrini G., Polynomial Chaos Expansion with Applications to PDEs, University of Verona, 2014 Ph.D. thesis.

[5] Wan, X. and Karniadakis, G. E. Multi-element generalized polynomial chaos for arbitrary probability measures. SIAM Journal on Scientific Computing, 28(3) (2006) 901-928.

[6] Sudret, B. Global sensitivity analysis using polynomial chaos expansions. *Reliability engineering & system safety*, *93*(7), (2008) 964-979.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Surrogate models-based prediction of concrete compressive strength with aggregates from Ecuador

Carmen Calvo Jurado [(1)], Juan Pedro Cortés Pérez [(2)], Christian Miguel Pacheco Rodríguez [(2)], Mario Núñez Fernández [(2)], Emiliano Maldonado Restrepo [(2)], José Carlos García-Merino [(1)], Christian Andrés Yanza Pérez[(2)]

[(1)] Departamento de Matemáticas, Universidad de Extremadura, España.
[(2)] Departamento de Construcción, Universidad de Extremadura, España.

ABSTRACT

Aggregates constitute an essential component of concrete mix design, as they significantly influence their mechanical properties. Examples include natural materials from the local area, industrial waste, or even recycled aggregates. However, predicting the effective mechanical properties of concrete is a challenging problem, as it involves complex microstructures with multi-scale and highly heterogeneous properties. Recently, soft computing based on surrogate models, such as Polynomial Chaos Expansion (PCE), has emerged as a promising technique for fast evaluation and uncertainty propagation analysis of mechanical properties of concretes.

In this work, a Polynomial Chaos Expansion (PCE) model is trained using datasets experimentally obtained with various aggregates from the Sierra region in Ecuador to predict the compressive strength of concretes. The precision and computational efficiency of the developed metamodel is assessed through local and global error metrics on an independent validation dataset, demonstrating the potential of this methodology in selecting aggregates for concrete design. Finally, the model is validated for aggregates with different hardening times and strain levels, along with predictions related to compressive strength across the studied range of aggregate types and curing times.

KEYWORDS

Surrogate models, prediction, aggregates, compressive strength, concrete.

1.- INTRODUCTION

Concrete remains one of the most widely used man-made materials in engineering construction, traditionally composed of water, cement, and aggregates [1]. In the Ecuadorian context, the selection of aggregates, often sourced from local rivers, volcanic deposits, or crushed rock, significantly influences the mechanical and durability properties of the final mix. These locally available materials vary in mineralogical composition and physical characteristics, which makes their proper characterization essential.

Among the components of concrete, the mechanical properties of aggregates, and particularly their Young's Modulus, are recognized for their direct influence on the stiffness of the final composite, being a parameter even considered in various design standards for the estimation of concrete properties [8].
In addition to aggregates, various natural and artificial additives are introduced during the manufacturing process to enhance performance. Moreover, concrete maturity time plays a fundamental role in the development of mechanical properties, particularly in concretes made with non-standard or heterogeneous aggregate compositions. Accurate prediction of key properties such as compressive strength and elastic modulus, therefore, depends not only on the material components but also on the conditions related to its maturity, and it is essential for understanding the behaviour of concrete with Ecuadorian aggregates and for informing region-specific design practices. Modelling the properties of materials can be approached through various methods, including computational simulations, statistical techniques, and advanced tools such as regression analysis, artificial neural networks (ANN), and soft computing (SC) algorithms. Despite the widespread use of soft computing (SC) techniques to predict concrete compressive strength, methods such as (PCE) [2] have received little attention (see, for example, [3] and [4]), particularly regarding the influence of region-specific factors and the critical parameter of concrete age or maturation time. PCE is a promising approach due to its ability to model complex, nonlinear systems through orthogonal polynomial basis functions. Therefore, this paper aims to address this gap and assess the impact of different mixture compositions and days of maturation of the composite on its stress-strain curve and compressive strength for the ranges of the aggregates considered. To achieve this, 225 data points from concretes with different types of aggregates sourced from the Ecuadorian region were used, considering three maturation stages of the composite (7, 14, and 28 days). The accuracy of the model was evaluated using 150 independent testing datasets.
This paper is organized as follows: Section 2 is devoted to the description of the laboratory methodology and the theoretical fundamentals of PCE. Section 3 presents the development of the numerical metamodel, assessment criteria, and numerical discussion. Finally, Section 4 concludes the paper.

2.-METHODOLOGY

2.1 Experimental results

The stress-strain diagrams of 15 plain concrete cylindrical specimens, 21.2 cm in height and 10.6 cm in diameter, were determined. Five types of coarse aggregates were used: (1) Andesite, (2) Quartz, (3) Granite, (4) Slate, and (5) Pumice Stone. Three specimens were prepared with each type to be tested at 7, 14, and 28 days. The aggregates were obtained from representative locations, considering existing outcrops or quarries, and corroborating it with geotechnical and geological criteria of the different deposits in the Sierra region of the Republic of Ecuador. The mix design method used was ACI 211.1-91 [5]. The concrete mix design process, following the above mentioned method, involved these steps: (1) Slump selection, (2) Selection of the maximum aggregate size, which varies depending on the type, reinforcement, and dimensions of the structural element, (3) Estimation of mixing

water and air content, (4) Selection of the water/cement (w/c) ratio, (5) Calculation of the cement content, (6) Estimation of the coarse aggregate content, (7) Estimation of the fine aggregate content, (8) Adjustment for aggregate moisture, (9) Adjustments to quantities based on workability criteria, and (10) Obtaining proportions and extrapolating to the test specimens.

The compressive strength results extracted from these diagrams showed the following behaviour: the mix with andesite started with a strength of 8.81 MPa at 7 days, which increased to 13.94 MPa at 14 days, finally reaching 21.96 MPa at 28 days. On the other hand, the concrete made with quartz exhibited a strength of 13.30 MPa at 7 days, progressing to 21.05 MPa at 14 days, and culminating at 23.8 MPa at 28 days. As for granite, the recorded strengths were 12.77 MPa, 15.41 MPa, and 17.53 MPa for the 7-, 14-, and 28-day periods respectively. The mix with slate provided strength values of 9.92 MPa at 7 days, 10.29 MPa at 14 days, and 14 MPa at 28 days. Lastly, the mix with pumice stone showed the lowest strengths, with 3.94 MPa at 7 days, 6.71 MPa at 14 days, and 8.57 MPa at 28 days. These strength values are consistent with the expected design strengths at 28 days, as well as with the estimated projections for 7 and 14 days. This consistency supports both an adequate mix design and the appropriate behaviour of the obtained stress-strain diagrams.

2.2 Polynomial Chaos Expansion Surrogate Modelling

Assuming the microstructural aggregate properties of interest as independent random variables arranged in a vector $\boldsymbol{x} \in \boldsymbol{D}$, with $\boldsymbol{D} \subset \mathbb{R}^M$the parameter design space, the PCE representation of the effective properties $y \in \mathbb{R}$ obtained from the experimental results $M(\boldsymbol{x})$ is defined as an expansion of y onto an orthogonal multivariable polynomial basis as [1]

$$y \approx M(\boldsymbol{x}) = \sum_{\boldsymbol{\alpha} \in \mathbb{N}^M} a_{\boldsymbol{\alpha}} \Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}), \tag{1}$$

with $a_{\boldsymbol{\alpha}}$ being unknown deterministic coefficients, and $\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}$ are multivariate polynomials organized in vector $\boldsymbol{\Psi}$ and built up by a family of orthogonal polynomials as $\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}) = \prod_{i=1}^{M} \Psi_{\alpha i}^{(i)}(x_i)$, where the multidimensional index notation $\boldsymbol{\alpha} = [\alpha_1, \dots, \alpha_M]$ is adopted. Several families of orthogonal polynomials have been introduced in the literature; among them, Legendre $\mathrm{P_n(x)} = \frac{1}{2^{\mathrm{n}}} \sum_{\mathrm{k}=0}^{\mathrm{n}} \binom{\mathrm{n}}{\mathrm{k}}^2 (\mathrm{x}+1)^{\mathrm{n}-\mathrm{k}} (\mathrm{x}-1)^{\mathrm{k}}$ polynomials (Table 1) are most commonly employed for modelling uniformly distributed input variables, respectively.

Although expression in Eq. (1) can be proved exact for an infinite number of polynomials, in practical applications only a finite number of terms can be computed, and then, expansion in Eq. (1) must be truncated after a finite number of terms. A classical strategy consists of retaining all those polynomials $\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}$ with total degree up to p, that is $0 \leq |\boldsymbol{\alpha}| \leq p$, with $|\boldsymbol{\alpha}| = \sum_{i=1}^{M} \alpha_i$. Based on this formulation, the PCE can be expressed as $M(\boldsymbol{x}) = \sum_{0 \leq |\boldsymbol{\alpha}| \leq p} a_{\boldsymbol{\alpha}} \Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}) = \boldsymbol{a}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{\Psi}(\boldsymbol{x})$. The PCE coefficients $a_{\boldsymbol{\alpha}}$ can be estimated by least squares regression on a set of $k \in \mathbb{N}$ realizations of so called experimental design (ED) or training set, covering the parameter design space $ED = \left\{(\mathbf{x}^{(1)}, y^{(1)}), (\mathbf{x}^{(2)}, y^{(2)}), \dots, (\mathbf{x}^{(\mathrm{k})}, y^{(k)})\right\} \subset$

D, which is usually obtained by means of the Latin Hypercube Sampling (LHS) procedure and in this work corresponds to experimental data obtained in the laboratory, as described in Section 2.1. Then, the expansion coefficients can be obtained by minimizing the expectation of the least squares errors as:

$$\boldsymbol{a} = \arg\min_{\boldsymbol{a}\in\mathcal{A}} \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\left(M(\boldsymbol{x}^{(i)}) - \sum_{\boldsymbol{\alpha}\in\mathbb{N}^M} \boldsymbol{a}_{\boldsymbol{\alpha}}\Psi_{\boldsymbol{\alpha}}(\boldsymbol{x}^{(i)})\right)^2, \tag{2}$$

by selecting a finite set of indices $\boldsymbol{\alpha}$ in the set $\mathcal{A}^q = \{\boldsymbol{\alpha}\in\mathbb{N}^M : \|\boldsymbol{\alpha}\|_q \le p\}$, $0 < q < 1$, $\|\boldsymbol{\alpha}\|_q = \left(\sum_{i=1}^{M}\alpha_i^q\right)^{\frac{1}{q}}$. This hyperbolic truncation scheme may still entail substantial computational costs, particularly in high-dimensional and strongly nonlinear settings. This motivates the adoption of sparse linear regression techniques, such as the Least-Angle Regression (LAR) algorithm [6]. In the context of PCE, LAR generates a sequence of models comprising an increasing number of basis functions, ranging from one up to card $\mathcal{A}^q$. To identify the optimal model from this sequence, the leave-one-out cross-validation procedure is employed. It can be written $\varepsilon_{LOO} = \frac{\sum_i\left(y^{(i)} - M^{PCE\setminus i}(x^{(i)})\right)^2}{\sum_{i=1}(y^{(i)}-\bar{Y})}$ where $M^{PCE\setminus i}$ represents each one of the k metamodels created on the reduced experimental design $ED\setminus(\mathbf{x}^{(i)}, y^{(i)})$. Additionally, to evaluate accuracy of the any of the developed metamodel $M(\boldsymbol{x})$, the following metrics (Table 1) providing local and global performance of the different approaches have been used. These metrics are evaluated by taking a validation set (V) of the parameters space (independent of the ED) from the laboratory experimental data $V = \{(\boldsymbol{\xi}^{(1)}, \tilde{y}^{(1)}), (\boldsymbol{\xi}^{(2)}, \tilde{y}^{(2)}), \dots, (\boldsymbol{\xi}^{(K)}, \tilde{y}^{(K)})\} \subset D$, $K \in \mathbb{N}$.

Table 1. Error metrics for the accuracy assessment of PCE metamodel over a validation set V of size K ([8])

Normalized mean-square error (NRMSE)	*Normalized maximum absolute error (NMAE)*	*Coefficient of determination (R^2)*
$\sum_{i=1}^{K}\left(\hat{y}^{(i)} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2 / \sum_{i=1}^{K}\left(\bar{Y} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2$	$(K\sigma_Y)^{-1}\max_i \lvert\hat{y}^{(i)} - \tilde{y}^{(i)}\rvert$	$R^2 = \sigma_{Y\hat{Y}}^2/\sigma_Y^2\sigma_{\hat{Y}}^2$
$Y = \{\tilde{y}^{(1)}, \tilde{y}^{(2)}, \dots, \tilde{y}^{(K)}\}$	$\sigma_Y = \left(\frac{\sum_{i=1}^{K}\left(\bar{Y} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2}{K-1}\right)^{1/2}$	$\bar{Y} = mean(Y)$
$\hat{Y} = \{\mathbf{M}(\boldsymbol{\xi}^{(1)}), \mathbf{M}(\boldsymbol{\xi}^{(2)}), \dots, \mathbf{M}(\boldsymbol{\xi}^{(K)})\}$	$\sigma_{\hat{Y}} = \left(\frac{\sum_{i=1}^{K}\left(\bar{\hat{Y}} - \tilde{y}^{(i)}\right)^2}{K-1}\right)^{1/2}$	$\bar{\hat{Y}} = mean(\hat{Y})$

In Table 1, the term $\sigma_{Y\hat{Y}}$ represents the covariance of $(Y, \hat{Y})$, whereas σ_Y^2 and $\sigma_{\hat{Y}}^2$ denote the variance of Y and $\hat{Y}$, respectively. Observe, that NRMSE and R^2 provides global accuracy measures, while NMAE represents a local estimation of accuracy.

3.- NUMERICAL RESULTS AND DISCUSSION

3.1 Surrogate model construction. Accuracy and computational efficiency

Following the theoretical framework introduced in Sect. 2.2, a PCE metamodel $M: \mathbb{R}^4 \rightarrow \mathbb{R}$ modelling the stress curve $y = M(\boldsymbol{x})$ was constructed using 225 training points and validated with 150 independent samples. To this end, the ED and V sets were constructed by selecting 45 and 30 points, respectively, from the experimental findings presented in Section 2.1 for each of the analysed materials, namely andesite, quartz, granite, pumice, and slate. The random variables $\boldsymbol{x} = (x_1, x_2, x_3, x_4)$ included in the model are $x_1 = t$ the number of maturity days, and $x_2 = \varepsilon$ the strain in dimensionless units (cm/cm), $x_3 = E$ the Young's modulus of the aggregate (GPa) and $x_4 = w/c$ the water-to-cement ratio of the composite with statistical properties reported in Table 2. A range of 5–80 GPa was defined for the elastic modulus E, consistent with standard values for rocks of different stiffness [8]. To this aim, five aggregate types (andesite, quartzite, granite, slate, and pumice) were used to generate experimental data for training and validating the predictive model within this framework. On the other hand, each variable a has been assumed to follow a uniform distribution because any value in the range is considered equiprobable and for consistency with the training data obtained in the laboratory. The PCE metamodel expansion has been developed taking $p = 0.9$ in Eq. (3) and order 3. This formulation has been implemented in Matlab release R2023b environment, and all the numerical tests have carried out in a computer Intel(R) Core (TM) i9-10900X CPU@3.70 GHz with 64 GB of RAM memory.

Table 2. Statistical distributions of the material parameters.

Variable	*Distribution*
t, maturity (days)	Uniform $U(7, 28)$
ϵ, strain (cm)	Uniform $U(0, 0.0018)$
$\frac{w}{c}$, water-to-cement ratio (kg/l)	Uniform $U(0.5685, 0.6716)$
E, Young's modulus of the aggregate (GPa)	Uniform $U(5, 80)$

The aggregate's Young's modulus (E) is a key factor influencing concrete stiffness and mechanical behavior. This is supported by both design codes [8] and sensitivity analysis using Sobol indices derived from the PCE [2] $S_{x_i} = \frac{E\left[E\left[M(\boldsymbol{x}|x_i)\right]^2\right] - E[M(x)]^2}{Var[M(\boldsymbol{x})]}$, which show $S_t = 0.088268, S_\epsilon = 0.6029, S_{w/c} = 0.012939, S_E = 0.4118$ and then, that E is the second most influential variable on stress, after displacement. To illustrate the effectiveness of the metamodel in representing the system behaviour, Fig. 1 shows a comparison between experimental data (ED and V) and the predictions provided by $M(\boldsymbol{x})$ for the same $\boldsymbol{x}$ values

in the parameter space $D \subset \mathbb{R}^4$. In particular, Fig. 2 depicts a comparison between the exact response surface of the model and the corresponding predictions by the surrogate model for all $(t,\varepsilon)\in[0,25]\times[0,0.0015]$, considering values of E=45, 80, 60, 5 GPa and $\frac{w}{c} = 0.6716, 0.5685, 0.5729, 0.6295$ respectively. The performance metrics presented in Table 2 yield values of $\varepsilon_{LOO} = 0.082786$, NRMSE, NMAE and R^2 equal to 0.081476 0.0043989 and 0.91852 for the training set, and 0.087582, 0.0066112, 0.91246 for the validation set, indicating that the surrogate model $M(\boldsymbol{x})$ reliably capture the behavior of the range of concretes with different selected aggregates. This is consistent with Fig. 3, which shows a comparison between the laboratory experimental data and the metamodel predictions over the 225 training samples and 150 validation samples. Considering that the construction and evaluation times for 150 samples are approximately 0.27956 and 0.001542 seconds respectively, this approach emerges as an excellent alternative for real-time prediction of the behaviour of concretes made with different aggregate types for arbitrary values $E \in [5,80], t \in [7,28], \varepsilon \in [0,0.0018]$. The computational efficiency of the model allows for easy calculation of the maximum stress curve for concretes made with different aggregate types with the characteristics studied in this work. For instance, assuming that the composite has a Young's modulus between 10 and 20 GPa, Fig. 4 illustrates the surface that provides stress values for any strain and maturity day (black line curves on the left). By identifying the maximum of each curve (red point) and projecting it onto the plane (Fig. 4 on the right), the maximum stress curve of the concrete can be readily obtained.

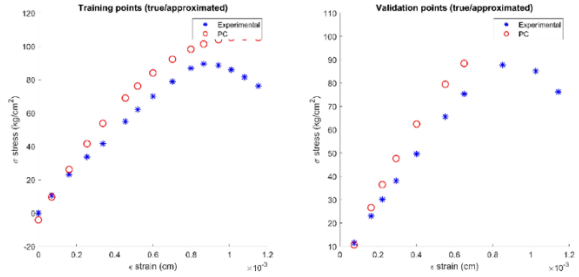


Figure 1. Marginal predictions (red points) provided by the surrogate model of the stress response surface for concretes with different aggregates. The training (on the left) and the validation (on the right) datasets used to develop the PCE are represented by blue dots.

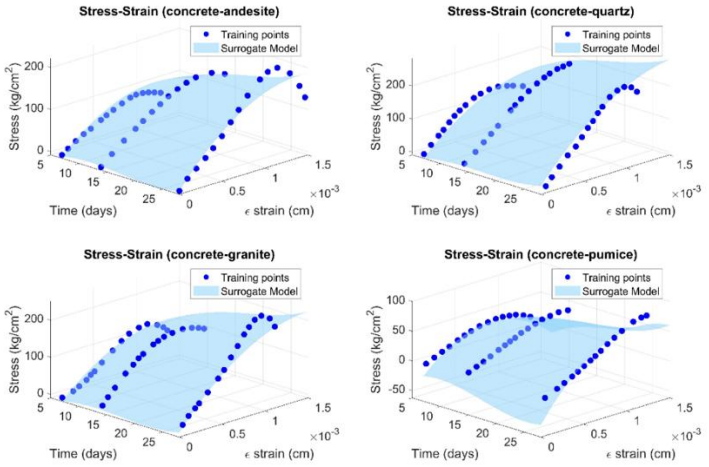


Figure 2. Predictions (blue surface) provided by the surrogate model of the stress response surface for concretes with different aggregates are shown as functions of time $t \in [5, 28]$ and strain $\varepsilon \in [0, 0.015]$. The training dataset used to develop the PCE is represented by blue dots.

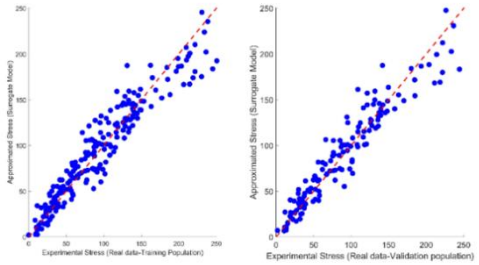


Figure 3. Comparison between experimental laboratory data and the surrogate model predictions for the stress property, presented for the experimental dataset ($x^{(i)}$ and $M(x^{(i)})$, on the left) and the validation dataset (Y and $\hat{Y}$, on the right).

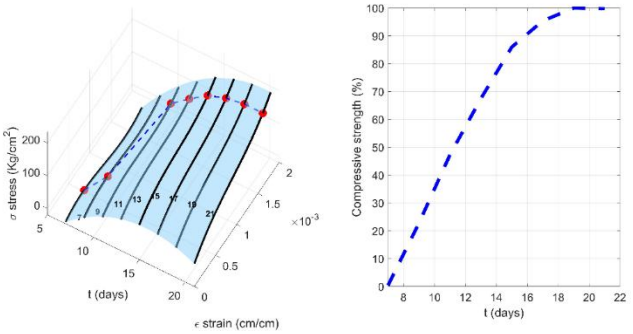


Figure 4. On the left, stress surface for a composite with E=10–20E GPa as a function of time and strain. In black, stress–strain curves at different time instants, with red points indicating the maximum stress of each curve. In blue, the resulting compressive strength curve. On the right, compressive strength expressed as a percentage.

4.- CONCLUSIONS

An optimal PCE surrogate model dependent on four variables has been developed to approximate the stress–strain behaviour of concretes made with different types of aggregates from the Ecuadorian region. The model was trained and validated using experimental data obtained in the laboratory. The computational efficiency of this approach enables real-time analysis of computationally intensive problems that describe the elastic behaviour of these concretes. Although the metamodel was trained on five types of aggregates with varying characteristics, it can be used to characterize the behaviour of other composites whose properties fall within the training range. This is supported by both local and global validation metrics, as well as by leave-on-out cross-validation procedure performed on schemes with mechanical properties within the parameter space. In particular, it allows for the evaluation of the elastic response at any maturity time, strain and water-cement ratio, as well as the computation of the maximum stress curve. As part of future work, we intend to exploit the computational efficiency of the proposed method to conduct thousands of simulations for investigating the propagation of uncertainty in various material characteristics.

ACKNOWLEDGEMENTS

This work has been partially supported through Ministerio de Ciencia e Innovación (Spain) [PID2023-149186NB-I00] and by the Junta de Extremadura (Spain) through Research Group Grants [GR18023].

REFERENCES

[1] Shah, S. P. Recent trends in the science and technology of concrete. Concrete Technology: New Trends, Industrial Applications-Proceedings of the International RILEM, 26 (1994) 1-18.
[2] Blatman, G. and Sudret, B. Adaptive sparse polynomial chaos expansion based on least angle regression. Journal of computational Physics, **230** (6) (2011) 2345-2367.
[3] Berveiller, M., Le Pape, Y., Sudret, B., Perrin, F., 2012. Updating the long-term creep strains in concrete containment vessels by using Markov chain Monte Carlo simulation and polynomial chaos expansions. Structure and Infrastructure Engineering, **8** (5) (2012) 425–440.
[4] Hariri-Ardebili, M. A. and Mahdavi. Generalized uncertainty in surrogate models for concrete strength prediction. Engineering Applications of Artificial Intelligence, **122** (2023) 106155.
[5] ACI Committee 211. (1991). Standard Practice for Selecting Proportions for Normal, Heavyweight, and Mass Concrete. American Concrete Institute, Detroit, MI (1991). *211*.1-7–211.1-13.
[6] Efron, B., Hastie, T., Johnstone, I., & Tibshirani, R. (2004). Least angle regression. The Annals of statistics, 32(2), 407-499.
[7] MIDUVI, M. D. (2014). Ministerio de desarrollo urbano y vivienda (2014).
[8] M. Despotovic, V. Nedic, D. Despotovic, S. Cvetanovic, Evaluation of empirical models for predicting monthly mean horizontal diffuse solar radiation, Renewable and Sustainable Energy Reviews 56 (2016) 246–260.

HACBAC2025 | 6th Ibero-American Congress on Special Concretes
Concrete and sustainability

Faro, September 18 and 19, 2025

Modelling the Sensitivity of Fresh State Performance to the Mix Design of Conventional and Self-Compacting Concretes

Emilio Garcia-Taengua[(1)], Züleyha Kanpara Cıvaş[(1)], Leon Black[(1)], Milan Kundra[(2)] and Martin Liska[(2)]

[(1)] School of Civil Engineering, University of Leeds, Leeds, United Kingdom.
[(2)] SIKA Ltd, Welwyn Garden City, United Kingdom.

ABSTRACT

The fresh and hardened state performance of conventional concrete and self-compacting concrete (SCC) are affected by multiple factors. The introduction of supplementary cementitious materials (SCMs) or mineral additions, the use of different chemical admixtures, the maximum aggregate size or the grading of aggregates all influence how the mix is designed to the specified performance requirements. In SCC mixes, the fresh state performance is generally the main driver of the mix design, but in all cases, SCC or not, the cohesiveness and workability of a mix can influence its hardened state properties. This study presents the results of the analysis of a large dataset with over 1500 concrete mixes compiled from routine industrial testing, with the objective of developing a tool that predicts the workability based on the mix design. The dataset includes SCC and conventional (i.e., non-SCC) mixes, incorporating different SCMs and water reducers or superplasticisers at different dosages. Machine learning techniques have been employed to develop a classifier which can predict the slump class of a concrete mix. One of the main novelties of this study is that SCC and non-SCC mixes are not analysed separately. Instead, a unified predictive model is developed and discussed. The paper describes how the challenge posed by the diverse range of mix designs has been overcome and in what ways the knowledge obtained from data can be enhanced by following such an integrated approach.

KEYWORDS: mix design, modelling, prediction, workability.

13 - USO DE RESÍDUOS DE CONSTRUÇÃO E DEMOLIÇÃO EM BETÃO | APROVECHAMIENTO DE RESIDUOS DE CONSTRUCCIÓN Y DEMOLICIÓN EN HORMIGÓN

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Use of CDW fines as substitutes for Portland cement in the manufacture of mortars

A. Martínez[(1)], P. Alfonso[(1)], M. Garcia-Valles[(2)], D.F. Aponte[(3)], S. Valls[(3)] and C. Fontanet[(1)]

[(1)] Departament d'enginyeria Minera, Industrial i TIC, Universitat Politécnica de Catalunya, Spain.
[(2)] Departament de Mineralogia, Petrologia i Geologia Aplicada, Universitat de Barcelona, Spain.
[(3)] Departament d'Enginyeria Civil i Ambiental, Universitat Politécnica de Catalunya, Spain.

ABSTRACT

The utilization of construction and demolition waste (CDW) is mainly focused on the coarse fraction. The fine fraction (<150µm) is problematic to be reused and is considered a hazardous waste to be sent to special landfills. The aim of this research was to evaluate the potential of these fine wastes as possible substitutes of Portland cement in mortar mixes. Two types of CDW were distinguished: one mainly composed of concrete and the another of a mixed nature, which also includes a ceramic fraction. The particle size distribution, chemical and mineralogical composition, and thermal behaviour were determined. Mortar pastes were prepared following the UNE-EN 1015-11 standard to test their mechanical strength at 7, 28 and 60 days. The materials used have an average size between 12 and 30 µm. The CDW used has 15-43 SiO_2, 6-11% Al_2O_3, 16-40% CaO, 1-4% SO_3. The mineralogical composition included quartz, calcite, phyllosilicates and low dolomite contents. Concrete CDW occasionally contains ettringite and portlandite and is richer in calcite while mixed CDW is richer in phyllosilicates. Cement was partially replaced with the waste at levels of 10%, 20% and 30%. The 28-day compressive strengths were 56,9, 54,2, and 45,8 MPa for mortars with concrete RCD, and 59,4, 50,3, and 40,2 MPa for those with mixed CDW. Based on these results, the waste could be directly used in masonry mortars, corresponding to strength classes M50 for 10% substitution and M35 for 30% substitution.

KEY WORDS: Construction and demolition wastes, Recycling, Mortars, Substitute materials for Portland cement.

1.- INTRODUCTION

Construction and demolition activities are the main source of waste in the EU, with the construction sector producing around 30% of total waste produced globally [1]. A significant proportion of this waste is currently recovered. However, the high recovery rates of construction and demolition waste (CDW) in Europe are mostly achieved by using reclaimed waste for practices such as backfilling and low-grade reclamation applications

such as the use of recycled aggregates in road sub-bases, which reduces the potential to move towards truly circular waste management [2].

The finest waste (<150μm) represents between 20 and 30% of the total [3], so a considerable amount remains to be reused. The recycling of the finest fraction (<5mm) is especially problematic since its use as aggregates produces a concrete with lower durability, so this fraction is recycled to a very limited extent [4].

CDWs could replace, at least partially, the usual raw materials in the manufacture of cementitious materials. Several studies have already been carried out where it is easy to replace 30% of the raw material with a reduction of around 15-20% of the total emissions produced during the manufacture of ordinary Portland cement (OPC).

Another advantage of using these wastes is that their use would avoid part of the extraction of mineral resources, which would also represent environmental gains.

The present study aims to determine the feasibility of using CDW from recycling plants located in the metropolitan area of Barcelona as substitute cementitious materials of OPC in the manufacture of mortar.

2.- MATERIALS AND METHODS

2.1.- Materials

The materials used in this work were obtained from a CDW treatment plant located in Terrassa. These materials originate from the washing of aggregates derived from CDW concrete. In this process, residual RCDs are crushed, sieved, and then subjected to a washing process to remove the very fine particles attached to them. As demonstrated in several studies [5], these fine particles can reduce the strength of concrete made with recycled aggregates, so their removal is essential. To recycle the washing water, the fines are separated using flocculants, which help gather these tiny particles and promote their precipitation. The water loaded with mineral particles then passes through filters that retain these particles, which are collected as a washing cake.

Two types of CDW fines were used. One of them, RH, mainly contains concrete waste, while the others, RMH, also contain ceramic waste. The cake material was dried and disintegrated for use in the manufacture of mortars, along with a standard calcareous sand for the and a CEM I 52.5 R OPC. For the particle size distribution of the calcareous sand the 90%, 50% and 10% of mass are below 2,7 mm, 1 mm and 30 μm.

2.2.- Methods

2.2.1 Tests

Cubes of mortars were prepared with different cement/CDW ratios to check the mechanical resistance. Three types of mortar have been made for each type of waste, RH and RMH,

with 10%, 20% and 30% of cement substitution. The proportions of sand and cementitious materials was 3:1. The proportion of water/cement was 0,5.

After mixing, a workability test was carried out to ensure the same workability for all mixes. The slump test was used following the Spanish standard UNE-EN 1015-3 [6] for mortar mixes, adding superplasticizer to achieve the desired workability in all mixes. Once this workability was obtained, mortar mixes were prepared to check their flexural and compressive strength at 7 and 28 days, as described in the Spanish standard UNE-EN 1015-11 [7].

The amount of superplasticiser used (Table 1) increase according to the amount of CDW used in the mix. RMH is the CDW which needs less superplasticiser compared to RH. All the applied dosages have been used to acquire a consistence of 160 mm in the slump test, obtaining plastic mortars (P) according to the standard UNE-EN 1015-3 [7].

Table 1. Amount of plasticizer added depending on the substitution ratio of OPC with RH and RMH.

Plasticizer, %	*Control*	*RH*			*RMH*		
		10%	*20%*	*30%*	*10%*	*20%*	*30%*
Plasticizer /Cement	0,11	0,42	0,67	1,40	0,40	0,49	1,07
Plasticizer content respect to the standard	100	380	600	1260	360	440	960

2.2.2. Analytical methods

The particle size distribution of the RCDs was determined using a Coulter Beckman LS 13 320 particle size analyser. The chemical composition was determined by X-ray fluorescence spectrometry (XRF) using a Malvern Panalytical portable epsilon 1 and some samples were also sent to the ALS laboratories to check the results.

The mineralogy of the CDWs was identified using X-ray diffraction (XRD) analysis. The analyses were obtained using a Bruker D8-A25 powder diffractometer with Cu Kα (λ =1,5406 Å for Kα1 and λ =1,5445 Å for Kα2, I1/I2= 1,89) 40 kV and 40 mA, a Ni monochromator to filter Cu Kb radiation and a Lynxeye detector (PSD). The scans were performed between 5°2θ and 55°2θ with a step size of 0,019° and a counting time of 0,8 s per step. The identification and semi-quantitative evaluation of the phases were done using the PANalytical X'Pert HighScore software. In some samples the amount of amorphous phase present was quantified. For this purpose, 25% alumina was added as a standard.

Differential thermal analysis and thermogravimetry (DTA-TG) was performed with a Netzsch model STA 409 C, in a temperature range of 25 to 1100 °C, a heating rate of 10 °C/min, N atmosphere (50 ml/min), using alumina crucibles. Perkin Elmer 0419-0197 aluminium oxide was used as a reference.

3.- RESULTS AND DISCUSSION

3.1.- CDWs characterization

The average particle size (d_{50}) of the CDW ranges between 12 and 22 µm. CDWs mixed between concrete and ceramic have sizes slightly smaller than those of RH. Between 80 and 90% of the total waste has a particle size of less than 63 µm (Figure 1).

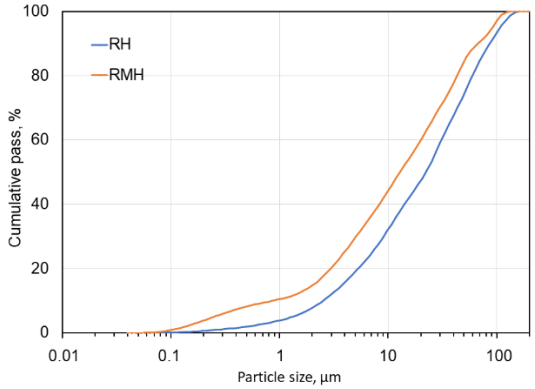


Figure 1. Particle size distribution of the investigated CDWs.

CDWs have a chemical composition with a high content of SiO_2 and CaO. The CaO is more abundant in the CDW of RH type. On the other hand, SiO_2, K_2O and Al_2O_3 increase with the ceramic content (Table 2).

Table 2. Chemical composition of the used wastes.

Oxide	*RH*	*RMH*	*Oxide*	*RH*	*RMH*
SiO_2	36,30	43,93	Na_2O	0,51	0,62
Al_2O_3	10,28	11,53	K_2O	1,86	2,16
TiO_2	0,48	0,58	P_2O_5	0,11	0,12
Fe_2O_3	4,00	4,38	SO_3	1,22	0,83
MgO	2,15	2,17	MnO	0,07	0,08
CaO	22,20	17,5	LOI	20,73	16,13

Regarding mineralogy (Figure 2), the main crystalline phases are calcite and quartz. Dolomite also appears in small quantities. Chlorite and illite are found in all wastes, but are more abundant in RMH. Ettringite (thaumasite) is found in small quantities, so that it is only perceptible in the DRX of the RH. The amorphous phase, calculated by introducing a known % of alumina into the sample, is higher in the ceramic waste.

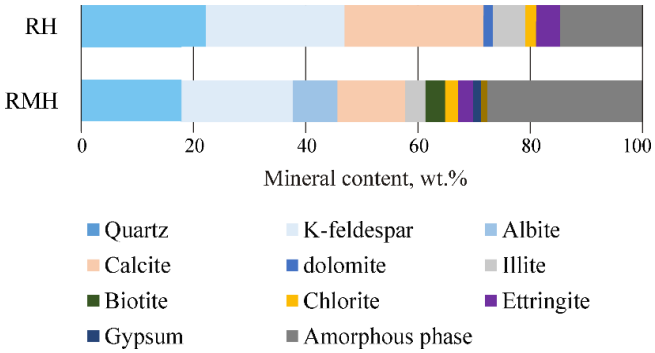


Figure 2. Mineralogical composition of the investigated CDWs.

Thermal analyses provide information about the possible existence of the gel phase, which forms during the hydration of Portland cement, as well as the presence of hydrated phases. The presence of these phases would contribute to the reactivity of the material, necessary for its use as a binder for the hardening of the mortar. The DTA-TGA curves of the raw waste materials used to replace cement are shown in Figure 3.

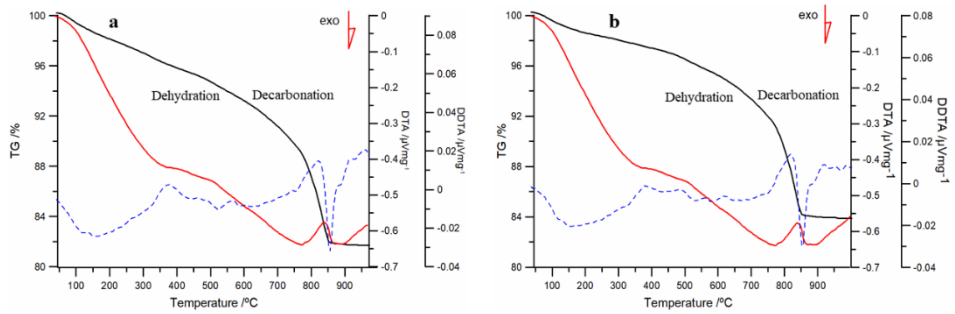


Figure 3. DTA-TG curves of the investigated CDW samples. First derivative DTA (DDTA) is shown as dashed lines. a) RH, b) RHM.

DTA shows an endothermic peak close to 400 °C in both RH and RMH waste due to dehydration of clays and decomposition of organic matter. An event driven by a much smaller exothermic peak occurs around 500 ºC, only perceptible thanks to the curve obtained from the DDTA, and could be attributed to the dehydroxylation of portlandite [8]. The main endothermic peak of both types of CDW occurs between 800 and 870 °C, related to the calcination of carbonates.

In the RH waste there is a total loss of weight of about 18 wt.%, 7 wt.% is produced by dehydroxilation of the gel phase, and clays, below 600 °C. Above this temperature the decarbonation of calcite and minor dolomite is produced, with a mass loss of 11 wt.%. In

the case of the RHM waste the losses are slightly lower. The total loss is 16 wt.%, being 5,5 wt.% produced by dehydroxylation and 9,5 wt.% by decarbonation.

3.2.-Mechanical properties of mortars

Compressive and flexural strengths of mortars made using CDWs are presented in Figure 4. RH present higher strength values than those containing RMH. The highest strength values correspond to mixtures with a 10% substitution, obtaining a 28-day compressive strength of 56,9 and 59,4 MPa for RH and RMH, respectively. The lowest strength for each material are 40,2 and 45,8 MPa for a 30% replacement.

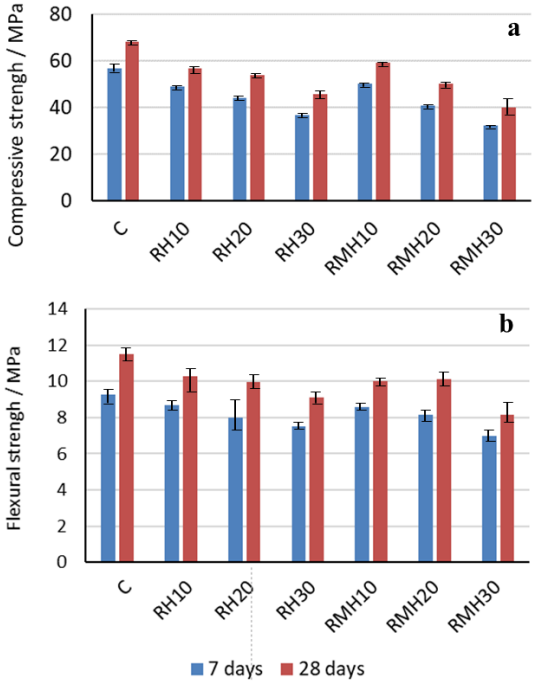


Figure 4. Strength development of different mortar mixes, control and substitution of 10, 20 and 30% of RH and RMH. a) Compressive strength, b) Flexural strength.

For flexural strength, the highest values are obtained with a 10% of substitution and the lowest resistances with 30% one. The mortars obtained from the partial substitution of OPC correspond to a M50 grade, when the ratio of waste is 10% and to M35, when this ratio reaches 30%.

The strengths obtained are similar to those obtained in other investigations [9,10]. In all cases, the reduction in strengths is related to the cement substitution ratio, The results

obtained indicate that the ratio of strength reduction is similar to or less than the replacement ratio, except in the case of 30% RMH, where it decreases more.

4.- CONCLUSIONS

The results obtained confirm the high potential of CDW as alternative raw materials for cementitious materials.

- The strengths obtained after 28 days confirm that the investigated CDWs could be used as Portland cement substitutes in masonry mortars: M50 for 10% OPC replacements and M35 for 30% OPC replacements.
- Concrete CDWs tend to offer better results than those made with mixed waste, which includes ceramics.
- The differences in strength between mortars made with low proportions of Portland cement substitution by concrete waste and those obtained with mixed waste are small, while in the case of 30% replacement, the RHs provide significantly higher values.

ACKNOWLEDGMENTS

This work is supported by the Spanish Ministry of Economy and Competitiveness research project PID 2022- 1415140B-I00, and by the Generalitat de Catalunya to the Consolidated Research Groups SGR 01041 (RIIS) and SGR 0026 (GEOXiS) mand the Acció project ACE091/23/000976.

REFERENCES

[1] Purchase, C. K., Al Zulayq, D. M., O'Brien, B. T., Kowalewski, M. J., Berenjian, A., Tarighaleslami, A. H., and Seifan, M., 'Circular economy of construction and demolition waste: A literature review on lessons, challenges, and benefits', Materials **15**(1) (2021) 76.

[2] Zhang, C., Hu, M., Di Maio, F., Sprecher, B., Yang, X., and Tukker, A., 'An overview of the waste hierarchy framework for analyzing the circularity in construction and demolition waste management in Europe', Science of the Total Environment **803** (2022) 149892.

[3] Tang, Q., Ma, Z., Wu, H. and Wang, W., 'The utilization of eco-friendly recycled powder from concrete and brick waste in new concrete: A critical review', Cement and Concrete Composites **114** (2020) 103807.

[4] Gastaldi, D., Canonico, F., Capelli, L., Buzzi, L., Boccaleri, E. and Irico, S. 'An investigation on the recycling of hydrated cement from concrete demolition waste', Cement and Concrete Composites **61** (2015) 29-35.

[5] Ma, Q., Hu, Z., Hu, Z. and Li, J., 'Strength characteristics and micro-scale mechanism of high liquid limit clay treated by recycled construction and demolition wastes (CDW) aggregates', Construction and Building Materials **332** (2022) 127367.

[6] Asociación Española de Normalización y Certificación. 'UNE-EN 1015-3 Métodos de ensayo de los morteros para albañilería Parte 3: Determinación de la consistencia del mortero fresco (por la mesa de sacudidas)'. (2000)
[7] Asociación Española de Normalización. 'UNE-EN 105-11 Métodos de ensayo de los morteros para albañilería Parte 11: Determinación de la resistencia a flexión y a compresión del mortero endurecido'. (2020)
[8] Klimesch, D. S., and Ray, A., DTA-TGA 'Evaluations of the $CaO–Al_2O_3–SiO_2–H_2O$ system treated hydrothermally', Thermochimica acta **334** (1-2) (1999) 115-122.
[9] de Lima, D. O., de Lira, D. S., Rojas, M. F., and Junior, H. S., 'Assessment of the potential use of construction and demolition waste (CDW) fines as eco-pozzolan in binary and ternary cements,' Construction and Building Materials **411** (2024) 134320.
[10] Moreno-Juez, J., Vegas, I. J., Frías Rojas, M., Vigil de la Villa, R., and Guede-Vázquez, E., 'Laboratory-scale study and semi-industrial validation of viability of inorganic CDW fine fractions as SCMs in blended cements,' Construction and Building Materials **271** (2021) 121823.

HACBAC2025 | VI Congreso Iberoamericano de Hormigones Especiales
Hormigón y Sostenibilidad
Faro, 18 y 19 de septiembre de 2025

Densimetric separation of coarse aggregates and fine quartz fraction in recycled concrete aggregates using the jigging process

Artur Bressanelli Teixeira[(1)], Hassan Barkat[(1)], Carlos Hoffmann Sampaio[(1)] and Josep Oliva Muncunill[(1)]

[(1)] Departament d'Enginyeria Minera, Industrial i TIC, Escola Politècnica Superior d'Enginyeria de Manresa, Universitat Politècnica de Catalunya, Avenue. Bases de Manresa 61-63, 08242 Manresa, Spain;

ABSTRACT

Except for a few specific use cases, such as historical restoration and building maintenance, most unusable buildings, streets, highways, bridges, dams, etc., are demolished. In Europe, between 350 and 700 million tons of construction and demolition waste (CDW) are generated annually, generating environmental liabilities from its disposal, as well as social and economic liabilities when analyzing the possibilities for monetization when managed correctly. This work aims to present a new possibility for CDW management using the jigging technique to separate the different materials present in the waste. Artificial concrete samples (5x20mm) were used to analyze the separation of the less dense fraction from the dense fraction of this material through the jigging process, enabling the analysis of the reinsertion of these materials into the construction sector production chain. The jigging process is based on density separation, where the material is stratified, allowing the separation of the dense fraction (aggregates with low cement paste content) and the less dense fraction (material composed of cement paste and fine aggregates). The process proposed in this work allowed the segregation of the material, generating materials with the possibility of reinsertion into the market, thus reducing the sector's carbon footprint and the economic impact inherent in the disposal of the material.

KEYWORDS: Construction and Demolition Waste (CDW), Jigging Process, Separation, Carbon Footprint.

1.- INTRODUCTION

In the European Union (EU), quantities range from 310 to nearly 700 million tons, representing a range of 0.63 to 1.42 tons per capita annually [1]. All statistics point to the enormous generation of construction and demolition waste (CDW), with growing demand and illegal dumping [2,3]. CDW currently represents approximately 37% of all solid waste generated on the European continent [4], and a complicating factor in CDW management is the generation of waste, which occurs diffusely rather than concentrated. Furthermore, at the end of the construction chain, the construction of new buildings, the demolition of

buildings, and the maintenance of existing structures generate a large amount of waste. In the EU, construction contributed 37.5% (% share of total waste) of the total in 2020. It was followed by mining and quarrying (23.4%), waste and water services (10.8%), manufacturing (10.7%), and households (9.4%); the remaining 8.2% was waste generated by other economic activities, mainly services (4.4%) and energy (2.3%) [5].

CDW can be used in many different applications to reduce material landfilling and to recuperate the economic value from the inert constituents that are present in most CDWs. Reis et al. [6] reviewed the current applications of the material recovered from CDW. The general way of managing and processing CDW is the separation (with specific machinery or manually) of large or low-density metallic material (plastic, paper, wood, etc.) and subsequent comminution of the inert material (concrete, bricks, plaster, ceramics, etc.) to separate the fine portion (> 5mm) and obtain the coarse portion of this material (<20mm and >5mm) known as ¨inert CDW¨ [7-9].

Research made by Sampaio et al. [10] and Gschwenter et al. [11] was carried out to define a route to recycle CDW using the jigging process and prove the possibility to recover the interesting material (RA) from the CDW, and its reuse in new concrete mixtures. The production of RA using the Jig process is crushing the material, sizing it in a range from - 20 mm to + 5 mm, and then concentrating the RA with the jigging process, removing the contaminants from the material. In the study, the jigging products are suitable to be reinserted on the market and reuse as recycled aggregates.

Jigging consists of a density separation process characterized by the repeated pulsation of a bed of particles through a fluid medium (air or water). The expected result is the bed stratification into different densities, increasing from the top to the base of the bed [10]. Jigs were and remain widely used mainly because of their low costs. Besides presenting low operational costs, jigs are robust, have a high capacity, are easy to operate, and benefit from relatively large particle distribution, which simplifies mineral processing flowcharts. In comparison with other beneficiation processes, jigs present great capacity to absorb large fluctuations of ore contents, feed rates, and solid percentages [12].

Considering the proposed context, this paper proposes a method of managing CDW with a view to recovering materials that can be reused in the construction industry. Generating these materials reduces the need for landfilling, reducing the sector's carbon footprint, and can generate financial compensation from their reuse.

2.- MATERIALS AND METHODS

2.1.- Material generation

Conventional structural concretes (C16/20MPa) were used to generate the RCA used in the tests. The material was subjected to a primary comminution process in a jaw crusher configured with a maximum particle size opening of 20 mm. The material was sieved to a 5 to 20 mm range to emulate the beneficiation process typically used in CDW concentration plants, generating the RCA. The finer material (<5 mm) was not used in the present study.

The same tests proposed with natural aggregates (NA) were carried out to compare with the values obtained with RCA

2.2.- Material characterization

2.2.1.- Densimetric Distribution Test

Due to the presence of particles formed only by cement paste (lower densities), particles mixed with cement paste and aggregates (intermediate densities), and completely liberated aggregates (higher densities), an analysis of the densimetric distribution of the NA, RCA, and RJA used in the present study was carried out. The following granulometric ranges were analyzed: $\rho < 2.4$ g/cm3, $2.4 < \rho < 2.5$ g/cm3, $2.5 < \rho < 2.55$ g/cm3, $2.55 < \rho < 2.6$ g/cm3, $2.6 < \rho < 2.65$ g/cm3, $2.65 < \rho < 2.7$ g/cm3, $2.7 < \rho < 2.75$ g/cm3 and $2.75 < \rho < 2.8$ g/cm3. Sink and float tests were conducted, and the dense media used for analysis were generated with a sodium polytungstate solution. The density of the solutions was measured with a manual Anton Paar Density Meter (DMA 35).

2.2.1.- Specific density (OD), saturated specific density (SSD), bulk density, water absorption, and form factor.

Understanding that RCA is composed of aggregates and cement paste (porous material, which changes the characteristics and modifies the water absorption of the material), an analysis of the physical characteristics of the material is necessary in its dry form (OD), as well as in its water-saturated form (SSD). ASTM C-127-07 [41] was used to perform the analyses.

EN 933-4:2008 [42] was used for particle form factor analysis. The standard defines the selection of 200 particles according to the granulometric stratification and the measurement with a scale of the longest and narrowest dimensions of the material. The shape factor value is the average ratio of each selected particle's most extensive and diminutive dimensions.

2.3.- Jig process

2.3.1.- Jig equipment

Material concentration tests were performed on a laboratory-scale water jig. Figure 1 shows the jigging machine used in the present study. The material is manually introduced into the jig from the upper part of the jig chamber (A), where the bed fluidizes and the material stratifies (as shown in Figure 1). During the test, the piston (D) drives the water to the chamber through the duct (B). After each test, the material is manually removed from the top of the jig chamber according to a previous analysis of the layers. It is placed to dry in an oven at 70 °C for 12 hours to quantify the removed portions and direct them to the characterization processes. After preliminary tests of the jig's efficiency and suitability for the concentration of RCA, a frequency of 35 pulses per minute was defined, a piston movement amplitude of 14 cm, and a 3-minute retention time for the material until stratification was achieved.



Figure 1. Jig equipment used in the experiments: (A) Jig Chamber (enlarged), (B) Water passage duct, (C) Electric Panel, (D) Pump chamber, (E) Motor.

2.3.2.- Jig concentration tests

Figure 2 shows a simplified flowchart of the jigging process and the separation of the materials generated. Three different materials were generated: a light material, a medium-density material, and a dense material, each corresponding to 33% of the volume of material fed into the jigging process.

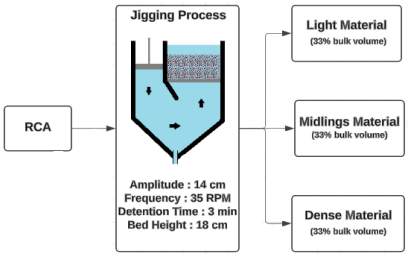


Figure 2. The flowchart of the jigging processes is used to separate fractions present in the RCA.

The jig bed height used comprises 18cm of the jig chamber. 25.22 kg of RCA were used in each test. The jigging process demonstrated was performed in triplicate, and the results shown are an average of the measured values.

3.- RESULTS AND DISCUSSIONS

3.1.- Material characterization

Table 1 shows the results of physical characterization obtained from the material studied in the present work. The main difference observed in the physical characterization results

performed on RCA compared to NA is water absorption (WA). Due to the presence of cement paste (porous material), water absorption increases, which makes its direct reuse in new concrete formulations unfeasible. Research into the reuse of RCA has been carried out and has concluded the need for material adaptation [14-16]

Table 1. Analysis of the physical parameters of the materials used in the present work

Material	Spec Density (OD) (g/cm^3)	Spec Density (SSD) (g/cm^3)	Bulk Density (g/cm^3)	WA(%)	Form Factor
RCA	2.59	2.47	1.37	4.73	2.19
NA	2.67	2.65	1.38	0.72	2.09

Sink-float tests were performed to understand the densimetric profile of the RCA used in the present work. Table 2 shows the results obtained from the densimetric stratification of the material with a particle size range of 5 to 20 mm.

Table 2. Densimetric distribution of RCA

Analysis	Densimetric Ranges (g/cm^3)							
	ρ<2.4	ρ<2.5	ρ<2.55	ρ<2.6	ρ<2.65	ρ<2.7	ρ<2.75	ρ< 2.8
Retained (RCA)	15%	19%	16%	15%	12%	18%	3%	1%
Retained (NA)	0%	4%	0%	7%	28%	55%	4%	3%

From the densimetric analysis performed on the material, it is possible to observe a large densimetric variation, which implies the presence of materials with different characteristics and compositions. Particles with a density below 2.6 g/cm^3 are formed by fine aggregates mixed with the cement paste or by coarse aggregates with a layer of cement paste adhered. The cement paste and fine aggregates do not present a measurable degree of liberation due to their complete mixing.

Sampaio *et al.* [13] explain that the randomness of the fracture of concrete blocks when subjected to the comminution process allows the formation of particles with random dimensions, influencing the formation of voids. As demonstrated by Teixeira *et.al* [12], materials with a density greater than 2.6 g/cm3 are composed basically of completely released coarse aggregates or aggregates with a thin layer of adhered cement paste. The jigging process aims to perform this separation, allowing the recovery of these dense materials, generating materials with greater purity.

3.2.- Jig concentration tests

Figure 3 shows the flowchart with feed material weights, the mass balance, the concentration of materials according to the feed material, and the concentration of materials in the products generated after the jigging process used to carry out the test.

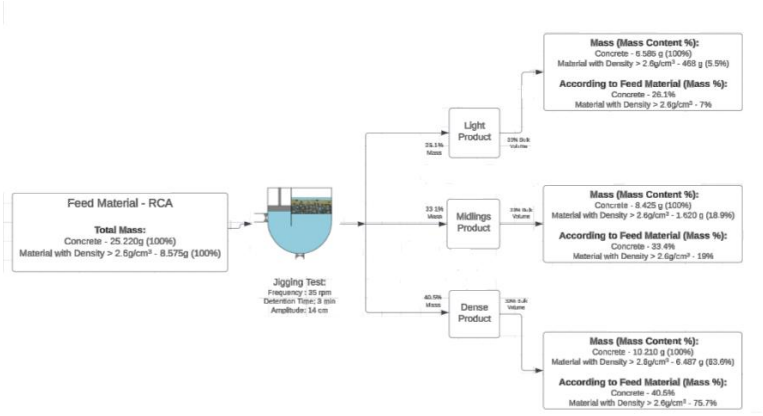


Figure 3. The flowchart of the jig tests and the mass balance of the materials generated.

The feed material contains 25.220 g of RCA. As shown in Table 2, the concrete has 34% material with a density above 2.6 g/cm^3, which represents 8.575g of aggregates that is mixed with the feed material.

After the jigging process, three different products were generated. A ¨Light Product¨ which is composed of the upper 6 centimeters of the jigging chamber, representing 33% of the bulk volume and 26.1% of the mass introduced into the feed material, weighing 6.585g. This material is basically cement paste wrapped with quartz fine aggregates with low density. 468g of dense material (7% of the material with density < 2.6g/cm^3 that was inserted in the process) were measured in the least dense portion. This phenomenon occurs due to the trapping of denser fine particles that are allocated at the top of the jig chamber.

The ¨Middling Product¨ comprises 8.425g of concrete, and concentrates 33.4% of the concrete inserted in the feed material. This material is composed of partially liberated aggregate and particles involved in mortar, which reduces its density, preventing percolation into the denser product. 18.9% of the materials in ¨Middling Product¨ are composed of materials with a density > 2.6g/cm^3, presenting 1620g of dense material and concentrating 19% of all dense material present in the test. This material can be recirculated to recover the dense material that is still present on the product, thus increasing the concentration rate of the material present in the concrete.

The ¨Dense Product¨ comprises 10.210 g of concrete, and concentrates 40.5% of the concrete inserted in the feed material. Mixed with the concrete, the material with a density > 2.6g/cm^3 represents 63.6% of the materials present in the product. With 6.487 g, the ¨Dense Product¨ concentrates 75.7% of the dense material present in the feed material. When compared with the values obtained in the densimetric distribution of the NA in Table 2, it is possible to observe an approximation of the values of dense materials present in the "dense material" obtained in the tests carried out and the values that are observed in the NA. This material is basically composed of totally liberated aggregates and aggregates with

a thin layer of cement paste attached, and it is plausible to recycle these in the composition of new concrete formulations.

4.- CONCLUSIONS

The main conclusions of this paper are the following:

- RCA (5x20mm) presents great densimetric variability, which makes its reuse difficult due to its heterogeneity.
- The proposed jigging process is efficient in separating materials by densimetric bands, allowing the segregation and generation of materials with greater purity.
- The jigging process is capable of recovering more than 80% of the dense material present in the RCA
- The dense material generated in the jigging process has densimetric characteristics similar to those found in NA
- It is possible to reduce the volume of material to be discarded by 40% if the possibility of reusing the dense fraction of the studied material is confirmed.

ACKNOWLEDGEMENTS

This project is funded by the European Union, QUEEN Quartz Enrichment Enabling Near-Zero Silicon Production. (GA 101178144)

REFERENCES

[1] European Commission. 2011. Available online: http://ec.europa.eu/environment/waste/pdf/2011_CDW_Report.pdf (accessed on 5 June 2025).
[2] Wong, C.L.; Mo, K.H.; Yap, S.P.; Alengaram, U.J.; Ling, T.C. Potential use of brick waste as alternate concrete-making materials: A review. J. Clean. Prod. **2018**, 195, 226–239.
[3] European Environment Agency. EU as a Recycling Society—Present Recycling Levels of Municipal Waste and Construction & Demolition Waste in the EU; European Environment Agency: Copenhagen, Denmark, 2009.
[4] Eurostat. Waste Statistics in Europe. Available online: http://epp.eurostat.ec.europa.eu/ (accessed on 5 June 2025).
[5] Eurostat. Statistics Explained. 2023. Available online: https://ec.europa.eu/eurostat/statistics-explained/index.php?title=Main_Page (accessed on 7 June 2023).
[6] Reis, G.S.; Quattrone, M.; Ambrós, W.M.; Cazacliu, B.G.; Sampaio, C.H. Current Applications of Recycled Aggregates from Construction and Demolition: A Review. Materials 2021, 14, 1700.

[7] Hua, K.; Chen, Y.; Naz, F.; Zeng, C.; Cao, S. Separation studies of concrete and brick from construction and demolition waste. Waste Manag. 2019, 85, 396–404. DOI:10.1016/j.wasman.2019.01.007
[8] Tam. V, Tam. C., Le. K.; Removal of cement mortar remains from recycled aggregate using pre-soaking approaches Resources, Conservation and Recycling 50 (2007) 82–101. DOI:10.1016/j.resconrec.2006.05.012.
[9] Wu, Z.; Yu, A.T.W.; Shen, L.; Liu, G. Quantifying construction and demolition waste: An analytical review. Waste Manag. 2014, 34, 1683–1692. DOI: 10.1016/j.wasman.2014.05.010
[10] Sampaio, H.C.; Ambrós, W.M.; Cazacliu, B.G.; Oliva Moncunill, J.; Veras, M.M.; Miltzarek, G.L.; Silva, L.F.O.; Kuerten, A.S.; Liendo, M.A. Construction and Demolition Waste Recycling through Conventional Jig, Air Jig, and Sensor-Based Sorting: A Comparison. Minerals 2021, 11, 904. https://doi.org/10.3390/min11080904
[11] Gschwenter, V.L.S.; Tubino, R.M.C.; Ambrós, W.M.; Miltzarek, G.L.; Sampaio, C.H.; Moncunill, J.O.; Cazacliu, B.G.; Dal Molin, D.C.C. Production of High-Quality Coarse Recycled Aggregates through a Two-Stage Jigging Process. Minerals 2022, 12, 532. https://doi.org/10.3390/min12050532
[12] Teixeira, A.B.; Sampaio, C.H.; Moncunill, J.O.; Cortina Palas, J.L.; Lima, M.M.D.; La Rosa, G.T.H. Analysis of Physical Properties of Coarse Aggregates Recovered from Demolished Concrete with a Two-Stage Water Jigs Process for Reuse as Aggregates in Concrete. Buildings 2024, 14, 2226. https://doi.org/10.3390/ buildings14072226
[13] Sampaio, C.H; Cazacliu, B.G.; Ambrós,W.M.; Kronbauer, M.A.; Tubino, R.M.C.; Dal Molin, D.C.C.; Oliva Moncunill, J.; Miltzarek, G.L.;Waskow, R.P.; dos Santos, V.L.G.; et al. Characterization of Demolished Concretes with Three Different Strengths for Recycling as Coarse Aggregate. Minerals 2021, 11, 803. https://doi.org/10.3390/min11080803
[14] Brito, J.; Saikia, N. Recycled Aggregate in Concrete—Use of Industrial, Construction, and Demolition Waste; Chapter 3; Springer: London, UK, 2013; p. 81.
[15] - Ferreira, L.; Brito, J.; Barra, M. Influence of the pre-saturation of recycled coarse concrete aggregates on concrete properties. Mag.Concr. Res. 2011, 63, 617–627.
[16] – De Juan, M.S. Study on the Use of Recycled Aggregates in Structural Concrete Production. Ph.D. Thesis, Polytechnic University of Madrid, Madrid, Spain, 2004.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Obtenção e análise de propriedades de concreto seco com agregados reciclados.

Clóvis Veloso de Santana [(1)(2)], Thauany Alves Pastor [(1)], Karla Kamilla Barros Pinheiro [(1)], Paulo César Correia Gomes [(1)], Wayne Santos de Assis [(1)], Karoline Alves de Melo Moraes [(1)] Cássia Vanessa Albuquerque de Melo [(1)] e Flávio Barboza de Lima [(1)].

[(1)] Universidade Federal de Alagoas, Maceió - Brasil.
[(2)] Instituto Federal de Pernambuco, Recife - Brasil.

RESUMO

O concreto seco é um tipo especial de concreto que se diferencia do convencional. Sua resistência não segue a Lei de Abrams, sendo diretamente influenciada pela carga de compactação aplicada. Sua utilização destaca-se na produção de blocos vazados de concreto. Para esse fim, a composição do concreto requer agregados com uma distribuição granulométrica muitas vezes diferenciada em relação aos agregados para concreto convencional. Nesse contexto, o uso de agregados reciclados tem se mostrado uma alternativa promissora, favorecendo seu uso para fabricação de blocos. Este estudo investiga a obtenção de concretos secos com agregados reciclados, utilizando a técnica de reometria compressiva para moldagem de corpos de prova, simulando a compactação de concretos na fabricação de blocos. Para formulação dos concretos, na proporção de 1:6 (cimento:agregados), em massa, foram utilizadas quatro composições de agregados: uma com agregados reciclados, uma com agregados naturais e duas com combinações entre agregados naturais e reciclados, com proporções fixas entre miúdo e graúdo. Para cada concreto, com uma determinada composição de agregados, o teor de umidade variou entre 6% e 12%, totalizando 16 misturas de concreto seco. Por reometria compressiva, foram moldados 96 corpos de prova cilíndricos, curados por 21 dias e submetidos ao ensaio de compressão. O concreto com a composição de agregados reciclados apresentou desempenho satisfatório e estatisticamente equivalente àquela com agregados naturais. As maiores resistências ocorreram quando o agregado graúdo reciclado foi substituído pelo agregado graúdo natural. Já a substituição do agregado miúdo reciclado pelo miúdo natural não resultou em ganhos significativos de resistência.

PALAVRAS-CHAVE: Concreto Seco. Agregados Reciclados. Resistência Mecânica.

1.- INTRODUÇÃO

A produção de concretos secos, amplamente utilizada na fabricação de blocos e pavers, ainda enfrenta desafios na dosagem e no controle de propriedades. Diferente do concreto plástico, este material opera com baixos teores de água, não seguindo a Lei de Abrams que governa a resistência em relação ao fator a/c, além disso depende sensivelmente da compactação, o que limita a aplicação de metodologias tradicionais de formulação (1)(2). Seu desempenho depende de rigoroso controle da umidade e da distribuição granulométrica.

No contexto da construção sustentável, os agregados reciclados de resíduos da construção e demolição (RCD) surgem como alternativa viável aos agregados naturais. Contudo, sua elevada porosidade, heterogeneidade e presença de materiais frágeis, como argamassa e cerâmica, impõem limitações, sobretudo em elementos estruturais (3).

Estudos relatam perdas de resistência com o uso de 100% de agregados reciclados em concretos secos. Lintz et al. (4) apontaram redução de 45,5% na dosagem 1:9, enquanto Zhao *et al*. (5) identificaram queda de 16,5% na dosagem 1:5, reforçando que o uso de reciclados exige ajustes na dosagem e no processo produtivo para garantir desempenho satisfatório.

No campo da caracterização tecnológica, a moldagem do concreto seco por meio da reometria compressiva representa um importante avanço, pois permite simular a moldagem de blocos de concreto (6). Apesar disso, ainda são comuns métodos empíricos, como o teste tátil-visual, para definição do teor ótimo de umidade.

A formulação desses concretos demanda atenção especial à granulometria e ao grau de empacotamento dos agregados, fundamental para densidade e resistência dos concretos. Modelos baseados em curvas de referência têm sido aplicados e bem aceitos, como os modelos propostos por Fernandes (2) e Pfeiffenberger (10), que estabelecem limites ideais da composição de agregados para blocos de concreto. Gomes et al. (7) adaptaram essa metodologia para agregados reciclados, obtendo bons resultados em substituições superiores a 85% do agregado convencional por reciclado.

2.-MATERIAIS E MÉTODOS

2.1.- Caracterização dos materiais

Cimento Portland tipo CP-V de alta resistência inicial, ABNT NBR 16697 (8). As características físicas dos agregados miúdos reciclado (AMR) e natural (AMN) e dos agregados graúdos reciclado (AGR) e natural (AGN), são apresentadas no Quadro 1.

Quadro 1. Características físicas dos agregados.

Tipos de Agregados	Dmáx (mm)	Módulo de Finura	Densidade (g/cm³)	Massa Unitária (g/cm³)	Absorção de água (%)
AMR	4,75	2,89	2,25	1,38	8,35
AMN	4,75	2,44	2,51	1,84	0,60
AGR	9,50	5,96	2,19	1,23	10,72
AGN	9,50	5,04	2,57	1,66	0,90

2.2. Dosagem, produção e moldagem do concreto seco

A definição da dosagem do concreto seco iniciou pela determinação das composições dos agregados, considerando-se a proporção entre a fração miúda e graúda. Essa proporção foi definida com base na massa unitária, índice de vazios, segundo procedimento adaptado da ABNT NBR 16972 (9), utilizando o método de compactação por vibração. Após a definição da proporção entre os agregados, quatro composições foram determinadas, variando-se apenas a origem dos agregados, e verificadas pelos limites das curvas de dosagem propostas por Fernandes (2) e Pfeiffenberger (10), a fim de verificar a sua adequação.

Quanto à dosagem do aglomerante, foi adotada uma proporção em massa de 1:6 (cimento:agregados). Para cada concreto, com diferentes composições de agregados, foram definidos quatro valores de teor de umidade: 6%, 8%, 10% e 12% (em relação à massa dos materiais secos), faixas amplamente utilizadas na fabricação de blocos.

As dosagens dos concretos secos com as quatro combinações de agregados e proporções fixas entre as frações miúda e graúda, foram identificadas pelo teor de umidade (X %) e as composições de agregados (em percentual), conforme detalhado no Quadro 2.

Quadro 2 – Identificação dos concretos secos (1:6).

Concreto Seco	**Teor de Umidade (%)**	**Agregado Miúdo (%)**	**Agregado Graúdo (%)**	**Composição de agregados**
X%AMR%AGR%	X (varia de 6% a 12%)	AMR	AGR	Miúdo reciclado e Graúdo reciclado
X%AMN%AGR%	X (varia de 6% a 12%)	AMN	AGR	Miúdo natural e Graúdo reciclado
X%AMR75AGN25	X (varia de 6% a 12%)	AMR	AGN	Miúdo reciclado e Graúdo natural
X%AMN75AGN25	X (varia de 6% a 12%)	AMN	AGN	Miúdo natural e Graúdo natural

Para a produção do concreto com agregados reciclados, os agregados foram previamente pré-saturados, limitada a 80% da absorção de água dos agregados e tempo de espera de 10 minutos. Após esse processo, o cimento foi incorporado à mistura e homogeneizado por 1 minuto. Em seguida, foi adicionada a água da mistura, com nova homogeneização por 2 minutos. No caso do concreto com agregados naturais, não foi realizada a pré-saturação, mantendo-se os mesmos tempos e procedimentos de mistura.

Para a moldagem dos concretos por reometria compressiva, foi produzida 1470 g de concreto, suficiente para seis corpos de prova cilíndricos com 50 mm de diâmetro e aproximadamente 50 mm de altura. A dosagem de 210 g por corpo de prova foi estimada com base em uma densidade média de 2200 kg/m³. Inicialmente, a mistura era colocada e pesada em um molde metálico cilíndrico com as dimensões internas compatíveis com o conjunto – molde bipartido de PVC (Figura 1a). Em seguida, a amostra era vibrada por aproximadamente 5 segundos e submetida à compactação axial por meio de uma máquina universal Shimadzu, sendo aplicada uma carga de 3 toneladas-força (30 kN) (Figura 1b). Após a compactação, o corpo de prova era removido do molde (Figura 1c) e encaminhado para cura aos 21 dias.



Figura 1. Reometria compressiva: (a) Pesagem da mistura no molde metálico, (b) compactação da amostra em máquina universal, (c) corpo de prova extraído do molde após compactação e (d) ensaio de compressão simples.

2.2.- Propriedades no estado endurecido

A resistência à compressão axial (f_c) foi determinada após 21 dias de cura, por meio de ensaio em máquina universal de ensaios, servocontrolada, do tipo Shimadzu (Figura 1d). Para cada dosagem foram ensaiados seis corpos de prova (cp).

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

A avaliação das combinações entre agregados miúdos e graúdos revelou variações relevantes nos valores de massa unitária (MU) e índice de vazios (IV). Após verificação de proporções, observou-se que a proporção de 75% de agregado miúdo e 25% de graúdo apresentou, para a maioria das combinações, resultados competitivos em termos de empacotamento, com índices de vazios baixos e densidade de massa elevadas.

O Quadro 3 apresenta os valores de MU e IV para as composições avaliadas. Nota-se que a composição com agregados reciclados apresentou a menor massa unitária e o menor índice de vazios, caracterizando um material mais leve e com melhor empacotamento. Essa mesma composição obteve o valor mais elevado de módulo de finura.

Quadro 3 - Massa unitária (MU) e índice de vazios (IV) das composições de agregados.

Composição	MU (g/cm³)	Índice de Vazios (%)	Módulo de Finura
AMR75AGR25	1,64	28,00	3,49
AMN75AGR25	1,84	31,91	3,14
AMR75AGN25	1,71	29,60	3,43
AMN75AGN25	1,96	29,49	3,08

A Figura 2 apresenta as curvas granulométricas das composições utilizadas, comparadas às faixas ideais propostas por Fernandes (2) e Pfeiffenberger (10), com o objetivo de verificar o enquadramento teórico em termos de empacotamento granulométrico para blocos de concreto de densidade normal.

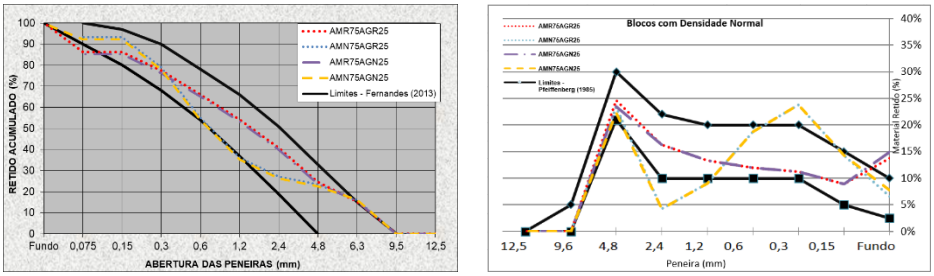


Figura 2. Curvas de dosagem das composições de agregados baseado nos limites propostos por: (a) Fernandes (2) e (b) Pfeiffenberger (10).

Observa-se que as composições AMR75AGR25 e AMR75AGN25, apresentam maior compatibilidade com as faixas-limite das curvas propostas por Fernandes (2) e Pfeiffenberger (10). Essas composições demonstraram boa distribuição de partículas intermediárias e grossas, o que favoreceu o empacotamento e influenciou positivamente a compactação do concreto seco.

Por outro lado, as composições AMN75AGR25 e AMN75AGN25, ambas com miúdo natural (AMN), apresentaram desvios mais acentuados em relação às curvas de referência, especialmente nas faixas intermediárias. Esse afastamento sugere um desequilíbrio na distribuição das partículas, o que pode comprometer a compactação favorável do concreto seco, prejudicando sua resistência à compressão.

3.1.- Avaliação da resistência à compressão

O Quadro 4 apresenta os resultados de resistência média à compressão, desvio padrão e coeficiente de variação para cada composição e dosagem. As comparações estatísticas foram realizadas com base nos valores individuais, utilizando os testes de Shapiro-Wilk (normalidade) e Levene (homogeneidade). Quando os pressupostos foram atendidos, aplicou-se o teste *t* de *Student*.

Quadro 4. Resistência à compressão dos corpos de prova.

Composição de concretos	Resistência dos CP		Resistência Média (MPa)	DP	CV	Resistência Corrigida** (MPa)
	Mín (MPa)	Máx (MPa)				
6%AMR75AGR25	2,86	4,96	4,02	0,77	0,19	3,46
8%AMR75AGR25	5,48	6,78	6,24	0,46	0,07	5,36
10%AMR75AGR25	5,67	7,59	6,90	0,73	0,11	5,93
12%AMR75AGR25*	6,08	8,02	7,02	0,73	0,10	6,03
6%AMN75AGR25	4,14	6,73	5,66	0,93	0,16	4,87
8%AMN75AGR25*	4,44	7,64	6,60	1,12	0,17	5,68
10%AMN75AGR25	6,14	7,11	6,55	0,35	0,05	5,63
12%AMN75AGR25	4,48	7,05	5,76	0,87	0,15	4,95
6%AMR75AGN25	5,35	6,08	5,68	0,29	0,05	4,88
8%AMR75AGN25	5,36	6,77	6,14	0,54	0,09	5,28
10%AMR75AGN25*	7,58	9,09	8,25	0,59	0,07	7,09
12%AMR75AGN25	6,02	8,26	7,08	0,87	0,12	6,09
6%AMN75AGN25	4,57	6,76	5,81	0,75	0,13	5,00
8%AMN75AGN25*	6,38	8,91	7,51	0,97	0,13	6,46
10%AMN75AGN25	5,24	8,10	6,56	1,07	0,16	5,64
12%AMN75AGN25	5,94	7,74	7,09	0,73	0,10	6,10

* Composições com máxima resistência (teores ótimos de umidade).
**Resistência média corrigida conforme orientação da ABNT NBR 5739 (11).

Observou-se que o aumento do teor de umidade promoveu incremento na resistência à compressão, até um ponto ótimo, a partir do qual os ganhos se estabilizam ou diminuem. Esse comportamento está alinhado com a ideia de que o concreto seco não segue a Lei de Abrams. Em vez disso, sua resistência está diretamente relacionada à mobilidade das partículas durante o adensamento, onde a água atua como lubrificante na mistura, facilitando o empacotamento dos grãos. Teores intermediários de umidade, em geral, favoreceram o desempenho mecânico, enquanto valores mais baixos (em torno de 6%) resultaram em compactação deficiente e menores resistências.

A análise estatística por meio do teste t de *Student* (nível de significância de 5%) revelou que não houve diferença significativa entre as composições 12%AMR75AGR25 e 8%AMN75AGR25 ($p = 0,4671$), bem como entre 10%AMR75AGN25 em comparação com 8%AMN75AGN25 ($p = 0,1442$), indicando que a substituição do agregado miúdo

reciclado (AMR) pelo natural (AMN) não promoveu ganho estatístico relevante na resistência à compressão. Além disso, a comparação entre as composições extremas — 12%AMR75AGR25 (100% reciclada) e 8%AMN75AGN25 (100% natural) — também não apresentou diferença significativa (p = 0,341), o que reforça o potencial técnico do uso exclusivo de agregados reciclados para utilização em blocos vazados de concreto.
Por outro lado, quando se comparam composições com diferentes agregados graúdos, os efeitos tornam-se mais evidentes:
A comparação entre 12%AMR75AGR25 e 10%AMR75AGN25 apresentou p = 0,0093, evidenciando um desempenho superior da composição com AGN. Resultado semelhante foi observado entre 8%AMN75AGR25 (equivalente a composição 12%AMR75AGR25) e 10%AMR75AGN25 (p = 0,0098). Tudo isso mostra o efeito positivo da substituição do agregado graúdo reciclado (AGR) pelo natural (AGN) na resistência do concreto seco.
Esses achados sugerem que a escolha do agregado graúdo exerce influência mais expressiva sobre a resistência do concreto seco do que a seleção do agregado miúdo.
Entre todas as combinações avaliadas, a composição com 10%AMR75AGN25 apresentou o melhor desempenho médio, com resistência corrigida de 7,09 MPa, superando em 17,6% a resistência da 12%AMR75AGR25 e em 24,8% a da 8%AMN75AGR25. Esse desempenho foi ainda reforçado pelo baixo coeficiente de variação (CV = 0,07), indicando alta uniformidade entre os corpos de prova moldados. Essa combinação de alto desempenho mecânico e baixa dispersão dos resultados demonstra o potencial técnico da composição.
A composição 12%AMR75AGR25, formulada com agregados reciclados, apresentou resistência corrigida de 6,03 MPa, equivalente a composição 8%AMN75AGR25, bem como a composição 8%AMN75AGN25, composta por agregados naturais. Esses resultados evidenciam que, mesmo com o uso exclusivo de agregados reciclados, é possível atingir desempenho mecânico comparável ao de composições com materiais naturais.

4.- CONCLUSÕES

Os resultados deste estudo permitem afirmar que:

- As composições com agregado miúdo reciclado apresentaram melhor compatibilidade com as curvas granulométricas de referência, o que favoreceu a compactação e refletiu positivamente na resistência à compressão.
- A troca do agregado miúdo reciclado por natural não promoveu diferença estatística relevante, o que evidencia a viabilidade técnica do uso de agregados miúdos reciclados.
- A origem do agregado graúdo exerce influência mais significativa sobre a resistência à compressão do concreto seco do que a do agregado miúdo.
- A substituição do agregado graúdo reciclado por natural resultou em ganhos estatisticamente significativos de desempenho mecânico.

- A composição formulada exclusivamente com agregados reciclados demonstrou desempenho estatisticamente equivalente às composições com agregados naturais, reforçando seu potencial técnico.

De modo geral, os resultados indicam que, com controle adequado da umidade, granulometria e compactação, o uso de agregados reciclados em concretos secos é viável. Além de manter desempenho técnico satisfatório, a prática contribui para a sustentabilidade.

REFERÊNCIAS

[1] SILVA, R. B. da; ANGULO, S. C.; PILEGGI, R. G.; SILVA, C. O. Concretos secos produzidos com agregados reciclados de RCD separados por densidade. *Ambiente Construído*, 2015.

[2] FERNANDES, I. D. *Blocos e pavers: produção e controle de qualidade.* São Paulo: Treino, 2013.

[3] RODRIGUES, C. B. *Blocos de concreto produzidos com agregados reciclados mistos: avaliação das propriedades físicas, mecânicas e térmicas*. 2015. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola Politécnica de Pernambuco, Universidade de Pernambuco, Recife, 2015.

[4] LINTZ, R. C. C.; JACINTHO, A. E. P. G.; PIMENTEL, L. L.; GACHET-BARBOSA, L. A. Estudo do reaproveitamento de resíduos de construção em concretos empregados na fabricação de blocos. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, v. 5, n. 2, p. 166-181, 2012.

[5] ZHAO, Z.; COURARD, L.; GROSLAMBERT, S.; JEHIN, T.; LÉONARD, A.; XIAO, J. Use of recycled concrete aggregates from precast block for the production of new building blocks: An industrial scale study. *Resources, Conservation & Recycling*, v. 157, 104786, 2020.

[6] MARCHIONI, Mariana Lobo. *Desenvolvimento de técnicas para caracterização de concreto seco utilizado na fabricação de peças de concreto para pavimentação intertravada*. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Construção Civil) – Departamento de Engenharia de Construção Civil, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

[7] GOMES, P. C. C. et al. Obtenção de blocos de concreto com utilização de resíduos reciclados da própria fabricação dos blocos. *Ambiente Construído*, v. 17, n. 3, p. 267–280, jul. 2017.

[8] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 16697:2020 — Cimento Portland — Requisitos. Rio de Janeiro: ABNT, 2020.

[9] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 16972:2021: Agregados – Determinação da massa unitária e do índice de vazios. Rio de Janeiro, 2021.

[10] PFEIFFENBERGER, L. E. *Aggregate graduations used for various products formed on the block machine*. Alpena: BesserBlock, 1985.

[11] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 5739:2018 — *Concreto — Ensaio de compressão de corpos de prova cilíndricos.* Rio de Janeiro, 2018.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Análise comparativa do módulo de elasticidade estático e dinâmico em concreto reciclado

Maicon de Freitas Arcine[(1)], Ricardo Carrazedo[(2)] e Silvana De Nardin[(1)]

[(1)] Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de São Carlos, Brasil.
[(2)] Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, Brasil.

RESUMO

Produzido com agregados reciclados (AR) a partir de resíduos de construção e demolição (RCD), o concreto com agregado reciclado (CAR) substitui o concreto convencional, promovendo sustentabilidade na construção civil. Apesar de reduzir impactos ambientais, suas propriedades mecânicas inferiores (resistência, durabilidade e módulo de elasticidade) limitam aplicações estruturais. Embora o método dinâmico de frequências naturais de vibração ofereça uma avaliação não destrutiva e eficiente desse parâmetro, a ausência de normatização específica para o CAR ressalta a necessidade de pesquisas adicionais para validar e padronizar a técnica. Este trabalho investiga experimentalmente o comportamento mecânico do CAR mediante análise comparativa entre os módulos de elasticidade dinâmico e estático. Além disso, este trabalho visa fomentar novas investigações sobre o assunto, uma vez que ele ainda é pouco explorado. O mesmo tem o intuito de incentivar pesquisas sobre o assunto. Para isso, módulos de elasticidade dinâmico e estático de 17 corpos de prova de concreto natural e 25 de CAR foram avaliados nas idades de 3 dias, 7 dias, 14 dias, 28 dias e 56 dias. Com base nos resultados obtidos e levando em conta a heterogeneidade do CAR, fica claro que o módulo de elasticidade dinâmico tem menor dispersão do que o módulo de elasticidade estático. Embora necessite de expressões adequadas para o CAR no ensaio dinâmico, os testes preliminares permitiram o uso do método dinâmico como um ensaio complementar no controle de qualidade do concreto reciclado.

PALAVRAS-CHAVE: concreto reciclado, sustentabilidade, módulo de elasticidade, ensaio não destrutivo.

1.- INTRODUÇÃO

O módulo de elasticidade do concreto pode ser classificado em duas categorias principais: estático (E_c) e dinâmico (E_d). O módulo estático é determinado através de ensaios mecânicos destrutivos que relacionam a tensão aplicada com a deformação correspondente na região elástica do material, conforme estabelecido pela Lei de Hooke. Este parâmetro é normalmente obtido a partir da análise de curvas tensão-deformação geradas durante ciclos controlados de carregamento e descarregamento

[1,2]. A metodologia é amplamente reconhecida para caracterização de concretos convencionais e igualmente aplicável a concretos com agregados reciclados (CAR) [3,4].

Em contraste, o módulo de elasticidade dinâmico é avaliado por meio de técnicas não destrutivas, sendo o método das frequências naturais de vibração uma das abordagens mais utilizadas. Originalmente descrito por Ito e Uomoto [5] este método consiste na aplicação de um impacto controlado para excitar modos específicos de vibração (flexão, longitudinal ou torcional), com subsequente captação do sinal acústico irradiado pela superfície do espécime através de transdutores especializados. Após o processamento dos dados adquiridos, as frequências naturais podem ser claramente identificadas e associadas às propriedades elásticas do material, neste caso, o módulo de elasticidade.

A comparação entre ambas as metodologias revela significativas desvantagens no método estático: requerimento de equipamentos de maior custo e complexidade de manutenção; natureza destrutiva que impede a reutilização dos corpos de prova; impossibilidade de monitoramento temporal das propriedades no mesmo espécime; e maior variabilidade nos resultados experimentais. Atualmente, este método é aceito por normas para concreto convencional [6,7], mas ainda não foi aplicado para concreto reciclado (CAR).

Embora não normatizados para concreto com agregados reciclados (CAR), os ensaios dinâmicos foram aplicados neste estudo para comparação com os métodos estáticos convencionais. Para isso, módulos de elasticidade dinâmico e estático de 17 corpos de prova de concreto natural e 25 de CAR foram avaliados nas idades de 3 dias, 7 dias, 14 dias, 28 dias e 56 dias.

2.- CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS

Cimento Portland (*c*), areia natural (*ar*), agregado graúdo natural (*AN*) e agregado graúdo reciclado (*AR*) proveniente de uma empresa de reciclagem foram usados neste estudo. O traço adotado para produção do concreto natural (CN) foi desenvolvido por Pereira [8] e adaptado por Gerin [9], com resistência à compressão de 40 MPa. A partir desse traço, foi produzida uma mistura com substituição integral ($r = 100\%$) de agregados naturais por reciclados. O Quadro 1 estabelece o traço que foi utilizado na mistura dos corpos de prova, com a compensação de volume de CAR necessária.

Quadro 1. Traços do concreto em massa

Concreto	*r*	*c*	*ar*	*AN*	*AR*	*água/cimento*	*Consumo de cimento*
CN	0%	1	2,42	2,58	-	0,68	351,7 kg/m³
CAR	100	1	2,42	-	2,19	0,68	351,7 kg/m³

O agregado miúdo, graúdo natural e reciclado possuiam 1,78, 3,01 e 2,70 de módulo de finura, respectivamente. Por se tratar do mesmo material utilizado na pesquisa, as propriedades do agregado reciclado foram adotadas conforme Marques [10]. Foi

utilizado cimento Portland CP V-ARI de massa específica 3,16 g/cm³. A pré-molhagem do AR aumenta a relação *a/c*, prejudicando o concreto. Por isso, optou-se por evitar a pré-molhagem e adotar o método (*Two-Stage Mixing Approach* - TSMA) [11], que controla melhor a absorção de água durante a mistura. O concreto convencional apresentou abatimento do tronco de cone (*slump test*) de 20,5 cm. Já o concreto reciclado exibiu valor reduzido de 16,5 cm. Portanto, é possível observar que a trabalhabilidade do concreto diminui com o aumento do teor de substituição (r), como já esperado. Após a cura, foram padronizados e retificados (usinados) corpos de prova cilíndricos prismáticos de 100 × 200 mm (diâmetro x comprimento) para avaliação das propriedades mecânicas como tração (f_{ctm}), compressão (f_{cm}) e módulo de elasticidade estático (E_c). Além disso, determinou-se o módulo de elasticidade dinâmico (E_d) mediante ao método das frequências naturais de vibração. As propriedades f_{cm}, E_c e E_d foram avaliadas nas idades 3, 7, 14, 28 e 56 dias. O ensaio de resistência à tração por compressão diametral [12] foi realizado somente para 28 dias. Todos os ensaios mecânicos foram realizados em uma máquina servo-hidráulica INSTRON com capacidade nominal de 2000 kN, a um carregamento controlado de 0,5 mm/min. As demais metodologias de ensaio estão nas sessões a seguir.

Os resultados dos testes à compressão axial média (f_{cm}) de acordo com cada mistura e idade de concreto são apresentados na Figura 1. A capacidade resistente à tração foi de 3,01 MPa e 2,69 MPa para CN e CAR, respectivamente. Referente a resistência característica à compressão (f_{ck}) aos 28 dias, obteve-se 32,95 MPa e 29,01 MPa para CN e CAR, respectivamente. Os resultados experimentais confirmam a redução da resistência à compressão e tração do concreto reciclado em relação ao convencional em todas as idades, conforme autores anteriores [3,13,14].

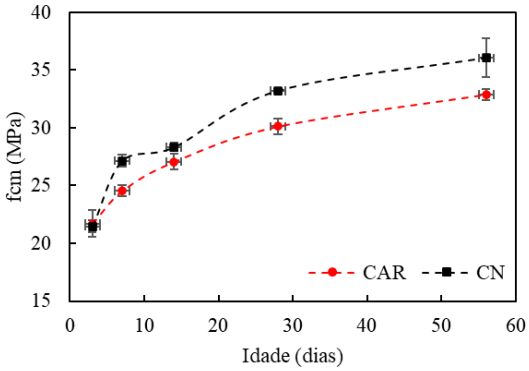


Figura 1. Capacidade resistente média (f_{cm}) *vs* idade do concreto

3.- DETERMINAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE DO CONCRETO

3.1.- Módulo de elasticidade estático

Os ensaios do módulo de elasticidade estático foram realizados utilizando o método "A"

especificado pela ABNT NBR 8522-1 [1]. A Figura 2 apresenta a configuração do teste para obter E_c e a capacidade resistente à compressão (f_{cm}). Dois extensômetros elétricos tipo *Clip- gage* de 100 mm foram instalados simetricamente nos corpos de prova.



Figura 2. Configuração do teste à compressão axial

O módulo de elasticidade estático (E_c) do concreto foi determinado mediante análise da curva tensão *vs* deformação obtida experimentalmente. O cálculo foi realizado conforme a Eq. (1).

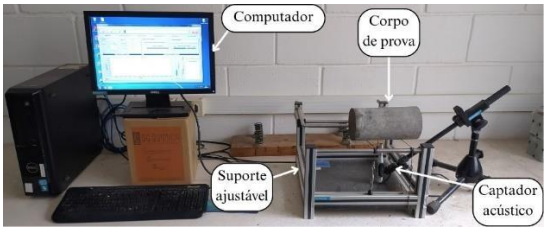
$$E_c = \frac{\sigma_2 - 0{,}5}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \cdot 10^{-3} \quad (1)$$

onde σ_2 é a tensão correspondente (MPa) a uma carga de 30% da força na tensão crítica, 0,5 é o valor da tensão básica (MPa), ε_2 é a deformação longitudinal produzida por σ_2, ε_1 é a deformação média sob a tensão de compressão de 0,5 MPa.

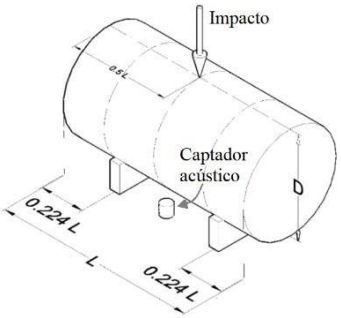
3.2.- Módulo de elasticidade dinâmico

Ao contrário dos ensaios estáticos convencionais, a abordagem dinâmica baseada na análise de frequências naturais de vibração apresenta a vantagem de ser não destrutiva, permitindo a reutilização dos corpos de prova após a realização dos testes. Esta característica possibilita a realização de medições ao longo do tempo, monitorar a evolução das propriedades mecânicas em diferentes idades e avaliar o comportamento sob distintas condições de umidade [15]. A Figura 3a a seguir mostra uma representação esquemática da configuração do ensaio, seguindo os requisitos das normas ABNT NBR 8522-2 [6], ASTM C215 [7] e ASTM E1876 [16]. O corpo de prova de concreto foi posicionado em um suporte com fios de aço tensionados e ajustáveis para acomodar os cilindros de diferentes tamanhos (Figura 3b e 3c). Um martelo especializado, composto por cabo de borracha e cabeça esférica de aço, foi utilizado para aplicar um impacto

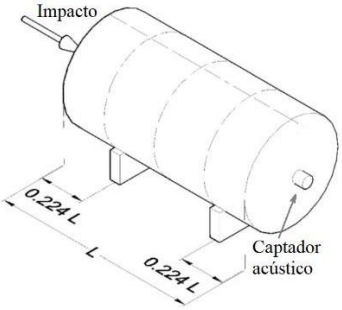
pontual no centro geométrico da extremidade oposta ao captador acústico. O impacto pode ser aplicado na posição transversal (módulo flexional – Figura 3b) ou longitudinal (módulo longitudinal – Figura 3c) ao corpo de prova. Após a excitação, é possível obter uma resposta acústica e o pico correspondente a este modo aparece no aspecto de frequência (Figuras 3d). O captador acústico é conectado a uma placa de som padrão ao computador. Foi utilizado *software Sonelastic*® [17], fabricado pela empresa ATCP Engenharia Física, o mesmo permitiu o ajuste das propriedades físicas dos corpos de prova. A partir da frequência natural, é possível determinar os módulos dinâmicos. Os
módulos de elasticidade dinâmico foram determinados para diferentes idades e de acordo com o teor de substituição, assim como o módulo de elasticidade estático.



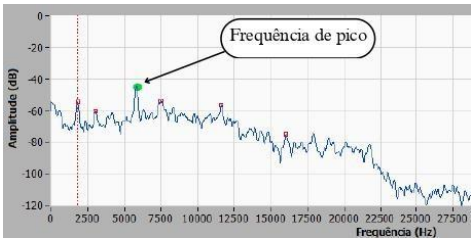
(a) representação esquemática do módulo flexional



(b) módulo flexional



(c) módulo longitudinal



(d) frequência de pico

Figura 3. Representação esquemática da configuração do ensaio e resposta acústica

4.- RESULTADOS E DISCUSSÕES

As frequências naturais associadas a cada modo de vibração (flexão e longitudinal) são mostradas na Figura 4, em função das idades e do tipo de concreto (coeficiente de Poisson fixado em 0,2). Pode ser observado que a frequência natural do concreto reciclado é menor que a do concreto natural. É importante notar que com o passar dos dias, a tendencia foi crescente para ambos os tipos de concreto. Os resultados dos testes dos módulos de elasticidade estático (E_c), dinâmicos longitudinais ($E_{d,L}$) e flexionais

($E_{d,F}$) de acordo com cada mistura e idade de concreto são apresentados na Figura 5. Os resultados demonstram que o concreto reciclado (CAR) exibe módulos de elasticidade estático e dinâmico inferiores aos do concreto convencional, acompanhados por frequências naturais de vibração mais baixas. Esta redução no desempenho mecânico decorre principalmente da fragilização da zona de transição interfacial (ZTI) entre o agregado reciclado (AR) e a pasta de cimento, causada pela argamassa residual presente no AR [13]. A redução nas propriedades mecânicas está diretamente associada à microestrutura do CAR, especificamente sua elevada porosidade e baixa densidade, que comprometem a propagação das ondas elásticas e alteram as frequências de ressonância (Figura 4) [7,18].

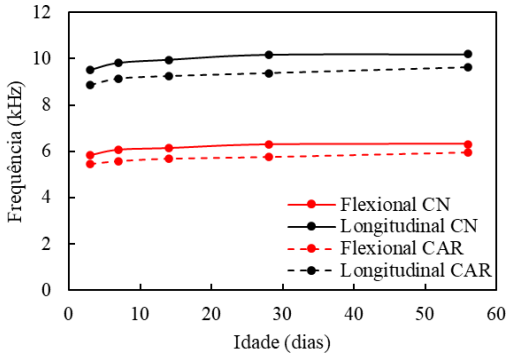
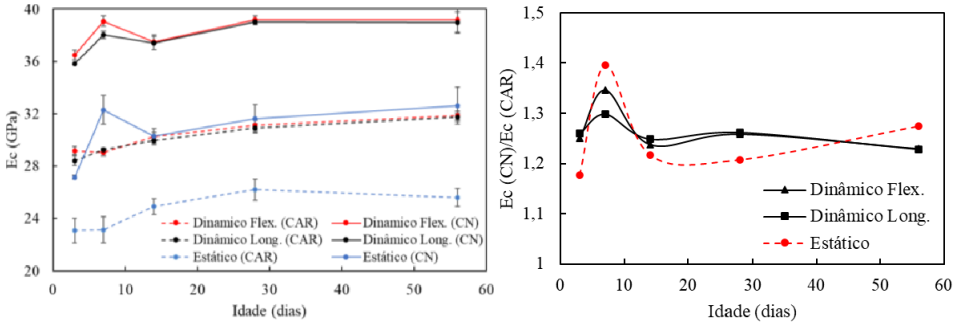


Figura 4. Frequências naturais associadas a cada modo de vibração e mistura



(a) Módulo de elasticidade dinâmico e estático

(b) Relação entre módulos dinâmicos e estáticos

Figura 5. Resultados experimentais

Como mostrado, o módulo dinâmico apresenta menor variabilidade que o estático, pois os ensaios acústicos são menos sensíveis a erros. Nos ensaios estáticos, mesmo com procedimentos controlados, imperfeições no posicionamento das amostras e irregularidades superficiais podem aumentar a dispersão dos resultados. Outra observação importante é de que o módulo flexional dinâmico foi sistematicamente superior ao estático, em torno de 25

% para CN e 23 % para CAR. Este resultado está de acordo com Mehta e Monteiro [18], que apresentaram aumentos em torno de 30 % no módulo elástico dinâmico para concretos de média resistência (20 – 40 MPa) em comparação com o estático. A análise da Figura 5b revela que as relações $E_{C\ (CN)}/E_{C\ (CAR)}$ para os módulos dinâmicos e estáticos apresentam valores significativamente próximos, independentemente da idade do concreto. Esta observação demonstra que, embora o módulo de elasticidade do concreto reciclado ($E_{C\ (CAR)}$) exiba valores absolutos inferiores aos do concreto natural ($E_{C\ (CN)}$), sua evolução com o tempo acompanha consistentemente o comportamento do convencional. Especificamente, verifica- se que o aumento do módulo de elasticidade com o avanço da idade, característico do concreto natural, é igualmente reproduzido pelo concreto reciclado, indicando uma similaridade no padrão de desenvolvimento das propriedades elásticas dinâmicas e estáticas.

5.- CONCLUSÕES

Este trabalho investigou comparativamente os módulos de elasticidade estático e dinâmico em concretos naturais e reciclados (CAR). Os resultados demonstram a viabilidade do método das frequências naturais de vibração para determinação do módulo dinâmico em concretos reciclados, embora sua previsão apresente desafios adicionais devido à maior heterogeneidade desses materiais, que influencia diretamente as frequências de ressonância. O estudo mostrou que o tipo de agregado graúdo afeta os módulos de elasticidade, sendo que o módulo dinâmico é sempre maior que o estático, independentemente do agregado utilizado. As descobertas ressaltam a necessidade de estudos complementares para estabelecer correlações precisas entre as propriedades dinâmicas e estáticas do CAR, considerando os diversos fatores que afetam seu comportamento elástico.

AGRADECIMIENTOS

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

REFERÊNCIAS

[1] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, ABNT NBR 8522-1:
Concreto endurecido - Determinação dos módulos de elasticidade e de deformação - Parte 1: Módulos estáticos à compressão, Rio de Janeiro, Brasil, 2021.

[2] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM
C469/C469M: Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson's Ratio of Concrete in Compression, West Conshohocken, United States, 2022. https://doi.org/10.1520/C0469.

[3] Xiao, Li. and J, Zhang., C., 'Mechanical properties of recycled aggregate concrete under uniaxial loading', Cem. Concr. Res. 35 (2005) 1187–1194.

https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.09.020.

[4] Kim, J. and Jang, H., 'Closed-loop recycling of C&D waste: Mechanical properties of concrete with the repeatedly recycled C&D powder as partial cement replacement',
J. Clean. Prod. 343 (2022) 130977. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2022.130977.

[5] Ito, Y. and Uomoto, T., 'Nondestructive testing method of concrete using impact acoustics', NDT E Int. 30 (1997) 217–222. https://doi.org/10.1016/S0963-8695(96)00059-X.

[6] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICA, ABNT NBR 8522-2:
Concreto endurecido - Determinação dos módulos de elasticidade e de deformação - Parte 2: Módulo de elasticidade dinâmico pelo método das frequências naturais de vibração, Rio de Janeiro, Brasil, 2021.

[7] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM C215-19: Standard Test Method for Fundamental Transverse, Longitudinal, and Torsional Resonant Frequencies of Concrete Specimens, West Conshohocken, United States, 2019. https://doi.org/10.1520/C0215-19.2.

[8] Pereira, M.F., 'Comportamento estrutural de pilares mistos parcialmente revestidos submetidos a flexo-compressão', Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos, 2017.

[9] Gerin, M.T., 'Comportamento de pilares mistos preenchidos com concreto de resíduos de concreto submetidos a compressão axial centrada: efeito do teor de substituição e da forma de aplicação da força', Universidade Federal de São Carlos, 2020.

[10] Marques, B.B., 'Estudo experimental e numérico de pilares mistos parcialmente revestidos com concreto de resíduos reciclados de concreto e fibras de aço', Universidade de São Carlos - Escola de Engenharia de São Carlos, 2022.

[11] Tam, V.W.Y. and Tam, C.M., 'Diversifying two-stage mixing approach (TSMA) for recycled aggregate concrete : TSMAs and TSMAsc', Constr. Build. Mater. 22 (2008) 2068–2077.
https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2007.07.024.

[12] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, ABNT NBR 7222:
Concreto e argamassa – Determinação da resistência à tração por compressão diametral de corpos de prova cilíndricos, Rio de Janeiro, Brasil, 2011.

[13] Etxeberria, M., Vázquez, A. and Mari, M., 'Barra, Influence of amount of recycled coarse aggregates and production process on properties of recycled aggregate concrete', Cem. Concr. Res. 37 (2007) 735–742.
https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2007.02.002.

[14] Wang, B., Yan, Q., Fu B. and Kasal, B., 'A Comprehensive Review on Recycled Aggregate and Recycled Aggregate Concrete', Resour. Conserv. Recycl. 171 (2021) 105565. https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2021.105565.

[15] Carrazedo, R., Haach, V.G., Monfrinato, E.F., Augusto, D., Periddin, M. and Chaim, J.P., 'Mechanical Characterization of Concrete by Impact Acoustics

Tests', J. Mater. Civ. Eng. 30 (2018) 10.
https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002231.

[16] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM E 1876,
Standard Test Method for Dynamic Young ' s Modulus , Shear Modulus , and Poisson ' s Ratio by Impulse Excitation of Vibration 1, West Conshohocken, United States, 2022.

[17] Sonelastic, Manual de instalação e operação: Software Sonelastic® 6.0, (2022) 84.

[18] Mehta, P.K., and Monteiro, P.J.M., 'Concrete Microstructure, Properties, and Materials', 4th ed., McGraw-Hill Professional Publishing, 2013.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Use of Coarse Recycled Concrete Aggregates from Precast Waste in Structural Concrete Mixtures: Mechanical and Durability Performance

M.N. Pereyra [(1)], J. Cabrera [(1)], L. Bonsanto[(1)] and P. Vila [(1)]

[(1)] Departamento de Construcción, Instituto de Estructuras y Transporte, Facultad de Ingeniería, Universidad de la República, Montevideo, Uruguay.

KEY WORDS: Concrete, Recycled Aggregate, Construction and Demolition Waste.

ABSTRACT

Construction and demolition waste (CDW) accounts for more than 30% of the daily waste in Montevideo's landfill. A similar trend is observed in other regions, such as the European Union, where CDW constitutes approximately one third of total waste.

This study investigates the feasibility of using coarse recycled concrete aggregates (RCA), derived from waste precast concrete elements, in the production of structural concrete mixtures. Five replacement levels (0%, 20%, 50%, 75%, and 100%) of natural coarse aggregate were evaluated under two different water-to-cement (w:c) ratios (0.41 and 0.54). The physical properties of RCA, including flakiness index, shape index, SSD Bulk Density, Bulk Density, water absorption, fine content passing 75 um sieve, and Los Angeles Abrasion were evaluated. Standardized tests were performed to assess mechanical properties (compressive strength, splitting tensile strength, and elastic modulus) and durability indicators (water absorption and depth of penetration of water under pressure). Results showed that structural concrete mixtures incorporating RCA achieved comparable performance to conventional concrete, particularly for a w:c ratio of 0.41 and replacement levels up to 50%.

These findings support the potential use of RCA from precast waste in structural applications and contribute to the promotion of sustainable construction practices in Uruguay.

1. INTRODUCTION

The construction sector is responsible for over one-third of global resource consumption and solid waste generation, producing approximately 1.68 kg of waste per person per day [1, 2]. In Uruguay, construction and demolition waste (CDW) represents over 30% of the waste disposed of in landfills, with significant potential for material recovery and reuse [3].

The Comprehensive Waste Management Law (Law No. 19.829) and the National Waste Plan aim to recycle 60% of CDW by 2032 [1, 2]. Recycled concrete aggregates (RCA) have garnered increasing attention in recent years as a viable alternative to natural aggregates in concrete production. This growing interest is largely driven by the global scarcity of high-quality natural stone aggregates [4] , the considerable environmental degradation associated with their extraction [5], and the urgent need to reduce the carbon footprint of the construction industry. As sustainability becomes a central pillar in the development of infrastructure and urban environments, RCA offers an opportunity to transition toward more responsible and circular construction practices [6].

RCA is produced by crushing hardened concrete from CDW, and as a result, it is inherently heterogeneous. It typically comprises a mix of natural rock and residual cementitious mortar adhered to the aggregate surface. Some RCA particles may be almost entirely composed of residual mortar, while others may retain large portions of the original natural aggregate, effectively forming a two-phase material system [7]. The suitability of RCA for structural use largely depends on its composition. A high content of residual mortar can reduce the strength and increase deformability, while also making it more difficult to control the mixing water due to its elevated absorption capacity [8]. However, when well-processed and properly characterized, RCA can perform satisfactorily in structural concrete, provided that testing and optimized mix design are employed.

The aim of this study was to assess the behavior of structural concrete mixtures incorporating RCA waste from precast elements. Five replacement levels of natural coarse aggregate - 0%, 20%, 50%, 75%, and 100% - were investigated under two water-to-cement (w:c) ratios (0.41 and 0.54). The physical properties of RCA, including flakiness index, shape index, SSD Bulk Density, Bulk Density, water absorption, dust content and Los Angeles Abrasion were evaluated. Standardized tests were performed to assess mechanical properties (compressive strength, splitting tensile strength, and elastic modulus) and durability indicators (water absorption and depth of penetration of water under pressure).

2. MATERIALS

2.1.- Fine aggregates. Two natural sands were used in the concrete mixtures: AFT, a fine-grained sand, and AGPP, a coarse-grained sand, both from the Santa Lucía River- in Uruguay. Particle-size distribution, specific density and water absorption tests were performed according to the UNIT-NM 248 [9], UNIT-NM 52 [10] and UNIT-NM 30 [11] (Instituto Uruguayo de Normas Técnicas, 2002) standards, respectively.

2.2.- Natural coarse aggregate and recycled concrete aggregate. A natural coarse aggregate (NCA) from La Paz, Canelones, Uruguay, mostly composed of decomposed

granite, was used. The recycled aggregates employed to produce the concrete was initially CDW coming from a precast concrete plant. However, the characteristics such as resistance or cement type were initially unknown. The tested physical properties for NCA and RCA in this work include grading, composition, flakiness index, shape index, SSD bulk density, water absorption, dust content and Los Angeles abrasion, which are shown in Table 1. The composition of the RCA was determined by macroscopic visual analysis, following the procedure described in IRAM 1531-2022 [12], Annex E. Composition of RCA is exhibited in Figure 1.

Additionally, the particle size distributions of AFT, AGPP, NCA, and RCA is shown in Figure 3.a.

	Standard Procedure	*RCA*	*NCA*
Flakiness Index, %	UNIT 1029:99 [13]	25.5	-
Shape Index, %	UNIT 1029:99 [15]	25.0	21.0
SSD Bulk Density, kg/m3	UNIT-ISO 20290-1:2021 [14]	2244.0	2572.0
Water absorption, %	UNIT-ISO 20290-1:2021 [14]	6.5	1.4
Fine content passing 75 um sieve, %	UNIT-ISO 46:2001 [15]	0.3	0.4
Los Angeles Abrasion, %	UNIT NM 51:2002 [16]	46.2	38.1

Table 1. Comparative Properties of RCA (recycled concrete aggregate) and NCA (natural coarse aggregate) in relation to standard specifications

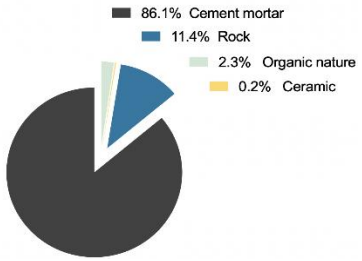


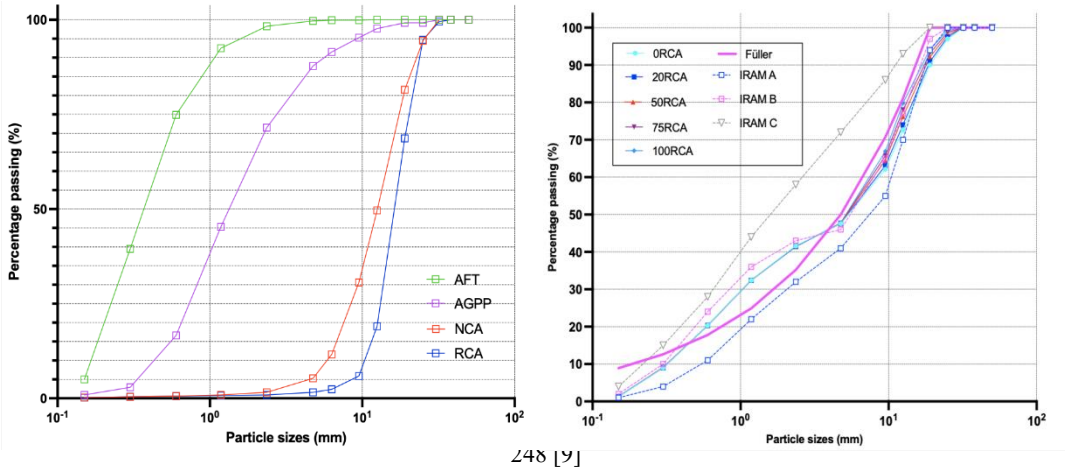
Figure 1. Composition of RCA by material type . Based on IRAM 1531-2022 Annex E[12]

2.3.- Cement and chemical admixture. A cement designated as CPC 40 was used, in accordance with UNIT 20:2015 [17]. To achieve the desired consistency corresponding to slump class S3 (100-150mm) as defined by EN 206-1:2000[18], a high-range water-reducing (HRWR) according to ASTM C494/C494M [19] was used.

3. METHODS

3.1. - Concrete manufacture: Two series of concrete mixtures were designed with water-to-cement (w:c) ratios of 0.41 (W1) and 0.54 (W2). Within each series, NCA was partially replaced by RCA at replacement levels of 0% (control or reference), 20%, 50%, 75%, and 100%. For each mixture, two batches were cast to ensure consistency in results. All mixes included AFT and AGPP as fine aggregates, with fixed quantities per series (330 kg/m³ and 494 kg/m³ for W1; 312 kg/m³ and 546 kg/m³ for W2, respectively). The dosage of HRWR was constant in the W1 series at 1% of the cement content, but varied in W2, ranging from

0.85% to 1% depending on the RCA replacement level, to ensure appropriate workability. All aggregate masses were considered in a saturated surface-dry (SSD) condition and the replacement ratios were defined by volume. The mix of fine aggregates was determined based on its granulometry by adjusting the granulometric module to the Fuller's curve (curve of maximum compactness) and following the suggestions of the ICPA (Instituto del Cemento Pórtland Argentino) [20] method for conventional concrete. The granulometry of each granular skeleton is shown in Figure 3.b.



248 [9]

Figure 3.b Particle size distribution of the different mixtures for both w:c ratios. Including normative limits from IRAM 1627 [21]
(Both graphs are expressed in logarithmic scale)

3.2. - Experimental tests: To assess the mechanical and durability properties of the concrete mixtures, standardized tests were carried out on cylindrical specimens and prismatic specimens. Cylindrical specimens of (100x200mm) were used for compressive strength at 7 and 28 days, splitting tensile strength at 7 and 28 days, modulus of elasticity, water absorption, and depth of penetration of water under pressure tests. Compressive strength and splitting tensile strength tests were conducted in accordance with UNIT-ISO 1920-4:2020 [22] and UNIT-ISO 1920-3 [23], respectively. Modulus of elasticity was determined in accordance with UNIT-ISO 1920-10:2010 [24].All specimens were water-cured at 20 ± 2 °C until testing. Water absorption test was carried out according to IRAM 1871 [25]. This procedure involves oven-drying the specimens to a constant mass, immersing them in water for a specified period, and calculating the absorption as the percentage increase in mass. Water penetration test was conducted in accordance with UNIT-ISO 1920-5:2018 [26]. A pressure of 5 bar was applied for 72 hours. After testing,

the specimens were split, and the depth of water penetration was measured from the visible wet surface mark.

4. RESULTS AND DISCUSSION

4.1 - Compressive strength: Figure 4 shows the compressive strength of concretes with varying RCA content at 7 and 28 days, for two w:c ratios (0.41 and 0.54). In the W1 series (w:c = 0.41), a gradual strength reduction was observed with increasing RCA, reaching a 12.6% drop at 28 days for the 100% replacement level. All mixes showed strength development ratios between 0.80 and 0.89. These trends are consistent with findings by Zega et al. (LEMIT, 2018)[7], where partial RCA replacement (up to 75%) had minimal impact—or even slight improvements—on compressive strength, with significant losses only at full replacement.

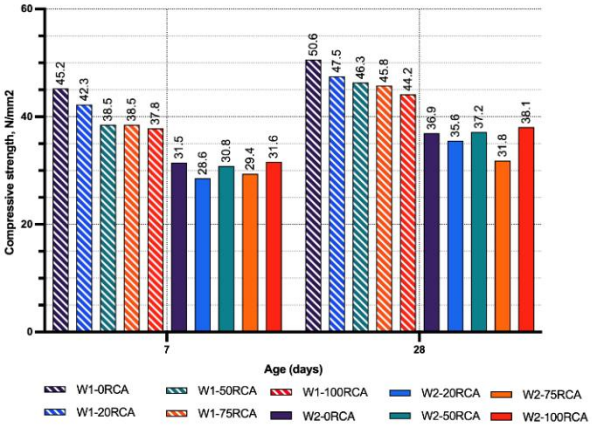


Figure 4. Compressive strength of each concrete mix at 7 and 28 days (in MPa) for both w:c ratios: W1 (0.41) and W2 (0.54).

In the W2 series (w:c = 0.54), compressive strength values were lower than those of W1 due to the higher water-to-cement ratio. However, the impact of RCA replacement was less evident. Notably, the mix with 100% RCA (38.3 MPa) achieved a slightly higher 28-day strength than the control mix with 0% RCA (36.8 MPa), indicating comparable performance between recycled and natural aggregates at this w:c ratio.

All mixtures showed strength development between 7 and 28 days within the range of 0.80 to 0.89. This trend aligns with Zega et al. (LEMIT, 2018) [7], who observed stable or slightly improved compressive strength at moderate RCA replacement levels (25–75%) and only significant reductions (≈20%) at full replacement. Similar patterns were found for concretes with w:c ratios of 0.40 and 0.60.

4.2 - Splitting tensile strength: Figure 5 represents the splitting tensile strength results at 7 and 28 days for concrete mixtures incorporating different replacement levels of RCA, using two water-to-cement (w:c) ratios: 0.41 (W1) and 0.54 (W2). For W1 series (w:c = 0.41), the 28-day splitting tensile strength was similar among the different mixtures, between 3.6 MPa and 4.0 MPa. At 7 days, tensile strengths ranged from 3.3 MPa to 3.9 MPa, with no significant difference associated with increased RCA content.

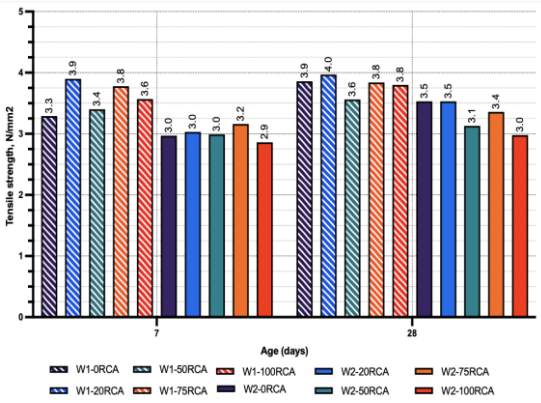


Figure 5. Splitting tensile strength at 7 and 28 days (in MPa) for both w:c ratios: W1 (0.41) and W2 (0.54).

The tensile strength values in the W2 series (w:c=0.54) were lower than those of the W1 series, as expected due to the higher w:c ratio. At 28 days, strengths ranged from 3.0 MPa to 3.5 MPa. At 7 days, values were between 2.9 MPa and 3.2 MPa. Although an overall reduction in strength was observed with increasing RCA content, the differences were minor and did not significantly affect performance, particularly at lower replacement levels.

A different behavior was reported in the study by Zega et al. (LEMIT, 2018) [7], where a decrease in splitting tensile strength was observed with increasing RCA replacement.

4.3 – Static Modulus of Elasticity

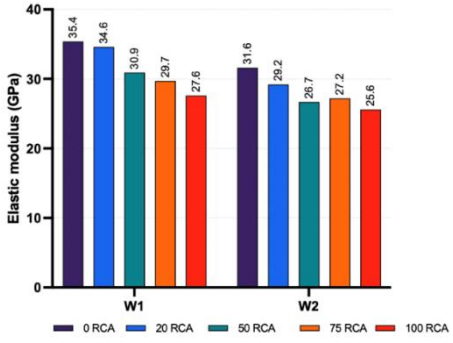


Figure 6. Modulus of elasticity of each concrete mix at 7 and 28 days (in GPa) for both w:c ratios: W1 (0.41) and W2 (0.54).

Figure 6 shows the elastic modulus of concrete for two water to cement ratios (W1 and W2) and different replacement levels of RCA. In the W1 series (w:c=0.41), the modulus ranged from 35.4 GPa (0RCA) to 27.6 GPa (100RCA).

In the W2 series (w:c=0.54), this decrease was less pronounced, from 31.6 GPa to 25.6 GPa. These results suggest that higher RCA contents tend to reduce the elastic modulus of concrete, especially at higher w:c ratios. This reduction is mainly due to the adhered cement paste on the recycled aggregate, which exhibits higher deformability than natural stone, thereby lowering the stiffness of concrete.

A similar trend can be observed in the work of Zega et al. (LEMIT, 2018) [7], where, for the different strength levels evaluated, a decrease in E is noted as the percentage of RCA increases. This behavior can be attributed to the lower stiffness of the recycled aggregates.

4.4 – Capillary water absorption: Figure 8 and Table 8 show the capillary water absorption (C) and water sorptivity results for concrete mixes with varying RCA contents and the two w:c ratios. In both series, C increased progressively with RCA content, with W2 mixes showing significantly higher values due to the more porous paste from the higher

w:c ratio. In the W1 series, sorptivity also increased with RCA content, indicating greater capillary connectivity and faster water ingress, aligning with findings by Zega et al. (2018) [7] for mixes with w:c = 0.35 and RCA contents of 50–100%, where both C and sorptivity exceeded normative limits.

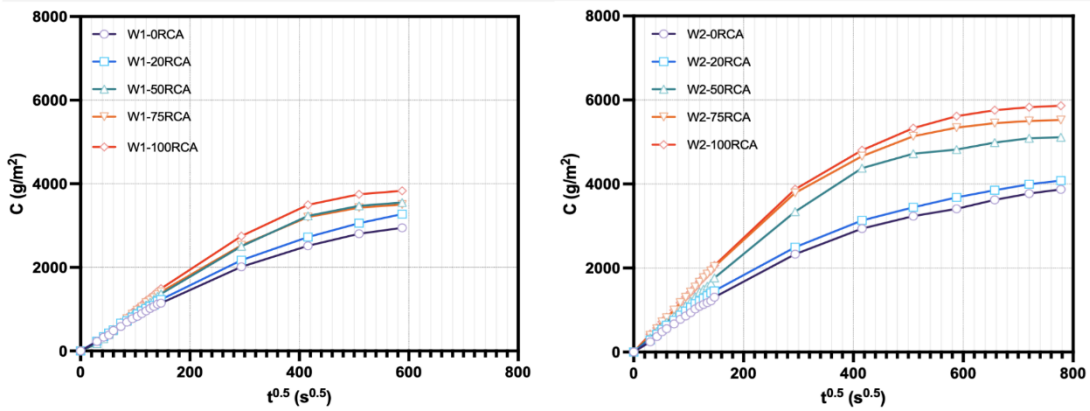


Figure 8. Water absorption of each concrete mix (in g/m2) for both w:c ratios: W1 (0.41) and W2 (0.54).

Mix IDs	$S_{0.25}$ *g/m²s^0.25*	$S_{0.5}$ *g/m²s^0.5*
W1-0RCA	156.4	4.9
W1-20RCA	174.9	5.8
W1-50RCA	213.4	8.8
W1-75RCA	214.2	8.8
W1-100RCA	234.9	9.7
W2-0RCA	181.6	5.7
W2-20RCA	190.1	6.2
W2-50RCA	291.0	10.5
W2-75RCA	298.5	10.8
W2-100RCA	310.3	11.1

Table 8. Water sorptivity of each concrete mix, expressed as $S_{0.25}$ ($g/m^2 \cdot s^{0.25}$) and $S_{0.5}$ ($g/m^2 \cdot s^{0.5}$), for w:c ratios W1 (w:c = 0.41) and W2 (w:c = 0.54)

Table 8 reports sorptivity as $S_{0.25}$ ($g/m^2 \cdot s^{0.25}$) and $S_{0.5}$ ($g/m^2 \cdot s^{0.5}$). In W1 mixes, $S_{0.25}$ rose from 156.4 to 234.9 and $S_{0.5}$ from 4.9 to 9.7 as RCA content increased from 0% to 100%. In W2 mixes, $S_{0.25}$ increased from 181.6 to 310.3 and $S_{0.5}$ from 5.7 to 11.1. This trend is attributed to the higher porosity of RCA, which promotes capillary water uptake.

According to the Argentinian concrete design code CIRSOC 200 (2024) [27], specific limits are established for capillary absorption (or water sorptivity) based on the w:c ratio.

For concrete mixes with a w:c ratio of 0.41, the maximum allowable sorptivity values are 120 $g/m^2 \cdot s^{0.25}$ for $S_{0.25}$ and 4.0 $g/m^2 \cdot s^{0.5}$ for $S_{0.5}$ (CIRSOC 200 (2024) [27]). For mixes with a w:c ratio of 0.54, the limits increase to 200 $g/m^2 \cdot s^{0.25}$ and 8.0 $g/m^2 \cdot s^{0.5}$, respectively. In relation to W1 mixes, all concretes exhibited water sorptivity results above the specified

limit. In contrast, regarding W2, only the reference mix (0RCA) and the 20% RCA replacement (20RCA) satisfy the normative limits.

4.5 – Depth of penetration of water under pressure: Figure 9 presents the average (P avg, in mm) and maximum (Pmax, in mm) water penetration depths obtained for the different mixtures. According to the specifications of the Spanish Structural Code [28], for concretes exposed to most aggressive environments, the limits are set at 50 mm for maximum penetration and 30 mm for average penetration. For extremely aggressive, stricter limits are imposed: 30 mm for maximum penetration and 20 mm for average penetration. Regarding the W1 mixtures (0.41 w:c ratio), the W1-0RCA, W1-20RCA, W1-50RCA, and W1-100RCA mixes comply with the average penetration limit for the mentioned aggressive environments. However, none of the mixes meet the maximum average penetration limit required for extremely aggressive environments.

For the W2 mixtures (0.54 w:c ratio), only the W2-75RCA and W2-100RCA mixes satisfy the permissible average penetration for the mentioned aggressive environments. This is noteworthy, considering that these mixes have the highest RCA content and therefore greater porosity compared to NCA. However, this may be attributed to the high variability typically observed in mixes with higher w:c ratios, as well as the heterogeneous porosity of RCA, which originates from various discarded components of unknown provenance. Additionally, none of the W2 mixes meet the permissible average or maximum penetration limits established by the Spanish Structural Code [28].

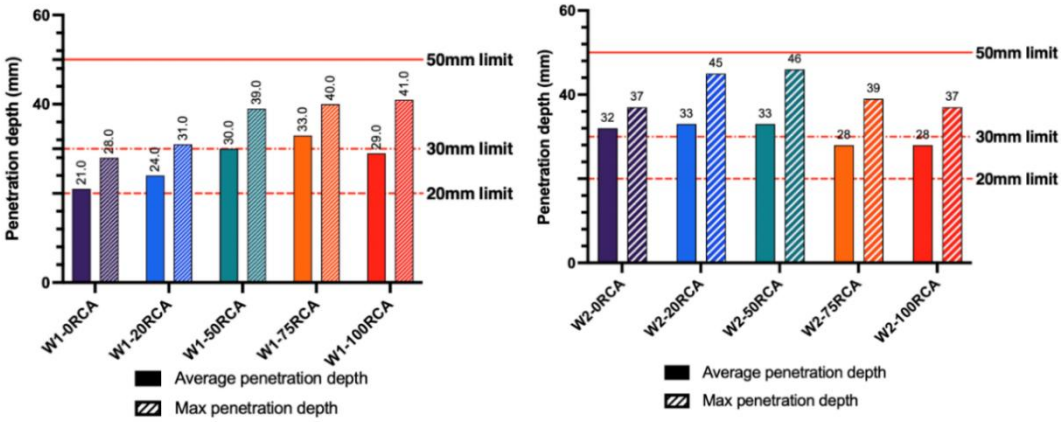


Figure 9. Water penetration of each concrete mix at 7 and 28 days (in mm) for both w:c ratios: W1 (0.41) and W2 (0.54).

5. CONCLUSIONS

According to the Spanish Structural Code [28], RCA must have a water absorption not greater than 7%, and the natural aggregate used with it must not exceed 4.5%. Both materials meet these requirements (RCA: 6.5%, NCA: 1.4%). For fine content passing the 75 μm sieve, the maximum allowed is 1.5%, which is also satisfied by both aggregates. However, the code limits L.A. abrasion mass loss to 40%, and this was exceeded in this study, with a measured value of 46.2%, indicating lower resistance to fragmentation. Similar values were reported by Snyder et al. (1994) [29] and Ait Mohammed Amer et al. (2016) [30]. Experimentally, increasing RCA content in concrete mixtures led to a reduction in compressive strength, although the strength gain from 7 to 28 days remained largely unaffected. Splitting tensile strength was similar among all mixes, particularly at 28 days, suggesting minimal impact from RCA incorporation. The modulus of elasticity decreased with higher RCA content, especially in the W1 mixes, due to the lower stiffness and greater deformability of RCA particles. Capillary water absorption and water sorptivity values increased with RCA content, especially in the W2 series, reflecting the porous nature of the recycled aggregates. Finally, in the depth of water penetration test under pressure, most W1 mixes met the average penetration limit for aggressive exposure classes, whereas W2 mixes generally failed to comply. Considering the RCA included in this study (proceeding from a precast concrete plant), the mechanical properties are not significantly affected among all mixes. However, aspects related to concrete durability must be addressed when aiming to produce structural concrete with RCA.

6. ACKNOWLEDGEMENTS

Thanks to the Institute of Structures and Transportation (IET) of the Faculty of Engineering (Universidad de la República, Montevideo, Uruguay) for providing the laboratory facilities, equipment and technical staff support to carry out the tests. We also thank the Science Investigation Committee (CSIC) for financial support, and the companies RCD Reciclaje for supplying materials and Hormigones Artigas for both material supply and financial support.

REFERENCES

[1] Parlamento del Uruguay. Ley 19829 Gestión integral de residuos, https://parlamento.gub.uy/documentosyleyes/leyes/ley/19829 (2019, accessed 28 March 2023).

[2] Ministerio de Ambiente. *Uruguay + Circular: Plan Nacional de Gestión de Residuos 2022 - 2032*. Montevideo, Uruguay, 2021.

[3] ANDE - Agencia Nacional de Desarrollo - Diagnóstico de circularidad del sector construcción, https://www.ande.org.uy/proyectos-apoyados/item/diagnostico-de-circularidad-del-sector-construccion.html (accessed 27 May 2025).

[4] Ioannidou D, Meylan G, Sonnemann G, et al. Is gravel becoming scarce? Evaluating the local criticality of construction aggregates. *Resour Conserv Recycl* 2017; 126: 25–33.

[5] Vijerathne D, Wahala S, Illankoon C. Impact of Crushed Natural Aggregate on Environmental Footprint of the Construction Industry: Enhancing Sustainability in Aggregate Production. *Buildings* 2024; 14: 2770.

[6] Barbhuiya S, Das BB, Adak D. A comprehensive review on integrating sustainable practices and circular economy principles in concrete industry. *J Environ Manage* 2024; 370: 122702.

[7] Zega C, Sosa ME. *Hormigones con Agregados Reciclados*. Buenos Aires, Argentina, 2017.

[8] Akbarnezhad A, Ong KCG, Tam CT, et al. Effects of the Parent Concrete Properties and Crushing Procedure on the Properties of Coarse Recycled Concrete Aggregates. *Journal of Materials in Civil Engineering* 2013; 25: 1795–1802.

[9] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-NM 248 Agregados. Determinación de la composición granulométrica.* Montevideo, Uruguay

[10] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-NM 52 Agregado fino - Determinación de la densidad relativa y de la densidad relativa aparente.* Montevideo, Uruguay,

[11] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-NM 30 Agregados finos. Determinación de la absorción de agua.* Montevideo, Uruguay.

[12] Instituto Argentino de Normalización y Certificación. *IRAM 1531. Agregado grueso para hormigón de cemento.* Buenos Aires, Argentina.

[13] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT 1029 Agregados. Determinación del coeficiente de forma*. Montevideo, Uruguay.

[14] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-ISO 20290-1 Agregados para hormigón - Métodos de ensayo de las propiedades mecánicas y físicas - Parte 1: Determinación de la densidad aparente, la densidad de las partículas, la masa por volumen de las partículas y la absorción de agua*. Montevideo, Uruguay.

[15] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-NM 46 Agregados. Determinación del material fino que pasa por el tamiz 75 µm por lavado*. Montevideo, Uruguay.
[16] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-NM 51: Agregado grueso. Ensayo de abrasión 'Los Ángeles'*. Montevideo, Uruguay.
[17] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT 20 Cementos pórtland para uso general - Definiciones y requisitos.* Montevideo, Uruguay.
[18] Asociación Española de Normalización (AENOR). (2021, 22 de diciembre). UNE-EN 206:2013+A2:2021. *Hormigón – Especificaciones, prestaciones, producción y conformidad.*
[19] ASTM International. *ASTM C494 / C494M Standard Specification for Chemical Admixtures for Concrete*.
[20] ICPA. Diseño racional de mezclas de hormigón – método ICPA. *Instituto del cemento Pórtland argentino* 2015; 1–26.
[21] Instituto Argentino de Normalización y Certificación. *IRAM 1627 Agregados. Granulometría de los agregados para hormigones.* Buenos Aires, Argentina, 1997.
[22] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-ISO 1920-4. Ensayos de hormigón – Parte 4: Resistencia del hormigón endurecido.* 2020.
[23] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-ISO 1920-3 Ensayos de hormigón – Parte 3: Elaboración y curado de probetas de ensayo*. Montevideo, Uruguay.
[24] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-ISO 1920-10 Ensayos de hormigón – Parte 10: Determinación del módulo de elasticidad estático en compresión*. Montevideo, Uruguay.
[25] Instituto Argentino de Normalización y Certificación. *IRAM 1871 Hormigón. Método de ensayo para la determinación de la capacidad y el coeficiente de succión capilar de agua del hormigón endurecido*. Buenos Aires, Argentina.
[26] Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. *UNIT-ISO 1920-5 Ensayos de hormigón – Parte 5: Densidad y profundidad de penetración del agua*. Montevideo, Uruguay.
[27] *CIRSOC-Centro de Investigación de los Reglamentos Nacionales de Seguridad para las Obras Civiles CIRSOC 200*. 2024. Buenos Aires, Argentina.
[28] Ministerio de Transportes, Movilidad y Agenda Urbana. (2021). *Código Estructural Español*. Gobierno de España.
[29] Snyder MB, JMVKDS and MWade. *Synthesis on Recycled Concrete Aggregate Concrete*. Washington, DC, 1994.
[30] Ait Mohamed Amer A, Ezziane K, Bougara A, et al. Rheological and mechanical behavior of concrete made with pre-saturated and dried recycled concrete aggregates. *Constr Build Mater* 2016; 123: 300–308.

HACBAC2025 | VI Congresso Ibero-Americano de Betões Especiais
Betão e Sustentabilidade

Faro, 18 e 19 de setembro de 2025

Recuperación de restos de hormigón en fresco devueltos a la central de hormigón como material granular encapsulado con RE-CON ZERØ EVO para su empleo en la fabricación de hormigón estructural

Dr. Norberto García(1) y José Antonio Rodríguez(1)

(1) Mapei Spain, S.A.U.

RESUMEN

Estimando la producción media de una planta de hormigón en 50.000 m^3/año y que el 5% del hormigón suministrado no será puesto en obra, cada fabricante deberá tratar anualmente 2.500 m^3 de hormigón devuelto. Los productores de hormigón suelen recurrir a la recuperación del árido mediante recicladores en la propia planta, al relleno de moldes con fines decorativos o para la delimitación de espacios y/o a la trituración/gestión de la torta de hormigón endurecida, que vuelve a la cadena de valor como árido reciclado. Como alternativa, Mapei plantea la tecnología RE-CON ZERØ EVO, que transforma el hormigón devuelto, directamente sobre el camión hormigonera, en un material granular encapsulado que, una vez seco, y como evidencian los ensayos realizados en nuestro laboratorio de I+D+i, puede sustituir a los áridos naturales y/o triturados parcialmente en la fabricación de hormigones estructurales sin merma en sus prestaciones mecánicas, lo que contribuye a mejorar la sostenibilidad de las estructuras y a reducir la huella de carbono del hormigón fabricado con este material granular encapsulado recuperado in situ. Además, RE-CON ZERØ EVO permite recuperar los restos de hormigón devueltos sin generar residuos ni aguas de lavado cargadas de finos cementosos, lo que reduce la cantidad de agua necesaria para el lavado de la cuba, que queda prácticamente limpia y preparada para el siguiente suministro.

PALABRAS CLAVE: RE-CON ZERØ EVO, Sistema Cube, Mapei, recuperación de hormigón fresco, material granular encapsulado.

1.- INTRODUCCIÓN

Se estima que, en una planta de hormigón tipo con una producción anual media de 50.000 m³ de hormigón, aproximadamente el 5% no se llega a utilizar en obra y se devuelve en estado fresco a la central. Esto implica el tratamiento anual de unos 2.500 m³ de hormigón (aproximadamente 5.800 toneladas) y todo un reto para los fabricantes de hormigón que disponen de distintas estrategias para gestionar este residuo [1] [2]:

- Recicladores de hormigón que permiten recuperar la fracción gruesa del árido. Este proceso genera un efluente rico en finos cementosos que debe ser decantado para

separar los lodos cementosos (con la gestión posterior de este residuo) del agua clarificada que, en determinadas circunstancias, puede ser reutilizada en la fabricación de nuevos hormigones (Artículo 19 del Código Estructural Español, CE-21) [3].

- Gestión como residuo inerte de las "tortas de hormigón" endurecidas, que pueden triturarse e incorporarse a la cadena de valor como áridos reciclados si cuentan con Marcado CE s(UNE-EN 12620+A1) [4] y cumplen con los requisitos definidos en el artículo 30.8 del CE-21 o el Anejo 15 de "Recomendaciones para la utilización de hormigones reciclados" de la antigua Instrucción EHE-08 [5].
- Vertido del hormigón devuelto en fresco en moldes de distinta índole, donde el hormigón endurecido se aprovecha con fines decorativos y/o funcionales. Por ejemplo, para la delimitación de zonas dentro de la planta, separación de acopios de áridos, etc.
- Reutilización y/o fabricación de nuevos hormigones, de clase resistente inferior, incorporando el material devuelto en una nueva amasada y donde el tiempo máximo de uso de la mezcla resultante se corresponde a la del resto de hormigón devuelto.

En cualquier caso, todas estas alternativas conllevan un elevado coste en términos de gestión y tratamiento de residuos, así como un aumento en el consumo de recursos y en la complejidad operativa de la planta (ej.: cambios en el programa de dosificación, tareas de mantenimiento, habilitación de nuevas zonas de almacenamiento, etc.) Para dar respuesta a estas dificultades y facilitar la gestión del hormigón devuelto, Mapei ha desarrollado RE-CON ZERØ EVO, una solución que permite transformar el hormigón fresco no utilizado en un material granular encapsulado, facilitando el proceso de recuperación del resto devuelto.

En este artículo se describe el proceso de obtención del árido encapsulado utilizando el producto bicomponente RE-CON ZERØ EVO y se analiza el impacto en las prestaciones mecánicas y en el comportamiento en estado fresco que tiene la incorporación de este material granular recuperado en la fabricación de hormigón estructural con distintos porcentajes de sustitución (20%, 50% y 100%).

2.- EL PRODUCTO RE-CON ZERØ EVO DE MAPEI

RE-CON ZERØ EVO es un producto bicomponente en polvo, formulado con polímeros y compuestos inorgánicos, que permite recuperar en un tiempo muy breve y, directamente sobre el camión hormigonera, los restos de hormigón en fresco que son devueltos a la central de hormigón [6]. En la **Tabla 1** se describen las principales características y dosificación recomendada de los dos componentes (A y B) que componen el producto RE-CON ZERØ EVO de Mapei.

RE-CON ZERØ EVO transforma los restos de hormigón devueltos a la planta en un material granular encapsulado que, después de una etapa de secado, puede sustituir a los áridos naturales y/o triturados, bien parcialmente en la producción de hormigones estructurales (≤ 20% árido grueso según el artículo 30.8 del CE-21) o íntegramente en el caso de hormigones no estructurales (ej. hormigones de limpieza). El tratamiento del hormigón con RE-CON ZERØ EVO no genera residuos, ya que el conglomerado se recupera totalmente. Además, tras el tratamiento con RE-CON ZERØ EVO, el interior de la

hormigonera queda extremadamente limpio, siendo menor la cantidad de agua necesaria para el lavado de la cuba hormigonera.

Tabla 1. Principales características del producto RE-CON ZERØ EVO de Mapei.

RE-CON ZERØ EVO	*Características por componente*	
	Parte A	*Parte B*
Aspecto	Polvo	Polvo
Color	Blanco	Blanco
Densidad aparente (g/cm^3)	0,8	1,1
Contenido en álcalis (%)	≤ 1,0	≤ 1,0
Contenido en cloruros (%)	≤ 0,1	≤ 0,1
Acción principal	Absorción de agua y viscosante	Acelerante de fraguado

En la Fig. 1 se resume el procedimiento para la obtención del árido encapsulado en la propia hormigonera con RE-CON ZERØ EVO, incluyendo dosificaciones y tiempos recomendados de amasado. Las dosificaciones indicadas pueden reducirse en función de la temperatura ambiente y la consistencia del hormigón devuelto a su llegada a la planta de hormigón.

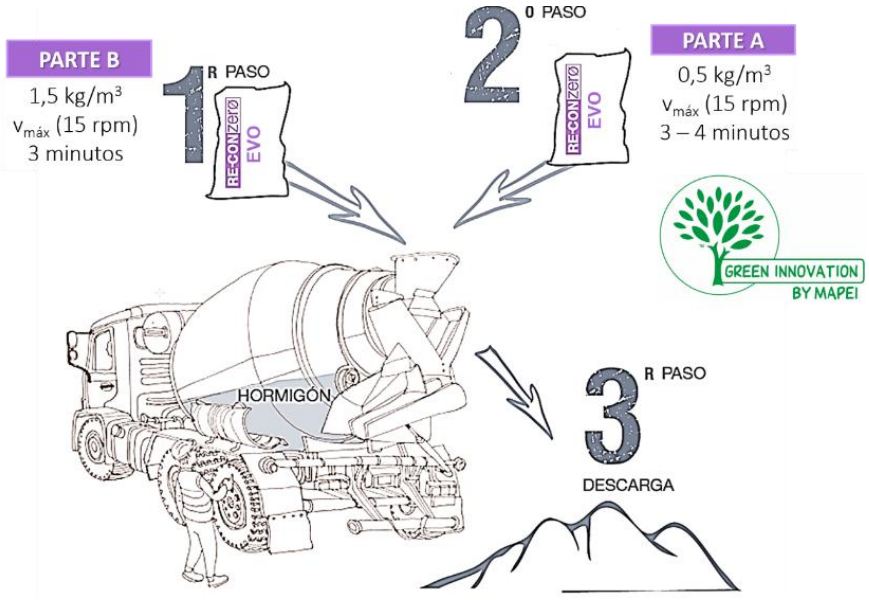


Figura 1. Dosificación recomendada de RE-CON ZERØ EVO, velocidad y tiempos de amasado en camión hormigonera del resto devuelto antes de su descarga como material granular.

Una vez finalizado el proceso de tratamiento con RE-CON ZERØ EVO, el material granular encapsulado debe descargarse en el suelo sin formar un único montón (Fig. 2, izq.), distribuyéndolo sobre un área lo más amplia posible, removiéndolo de vez en cuando hasta que el material esté consolidado y endurecido (Fig. 2, centro).



Figura 2. Descarga del material granular encapsulado tras el tratamiento con RE-CON ZERØ EVO (izq.), aspecto del material húmedo recién descargado (centro) y seco y preparado (dcha.) para su caracterización en laboratorio.

3.- METODOLOGÍA EMPLEADA

3.1.- Caracterización del material granular encapsulado con RE-CON ZERØ EVO

En la **Tabla 2** se incluye la caracterización del material encapsulado obtenido (Fig. 2, dcha.) tras el tratamiento con RE-CON ZERØ EVO de un resto de hormigón devuelto a la planta de hormigón de la empresa Beton Catalan en Vallecas (Madrid) el 28/10/2024.

Tabla 2. Valores medios obtenidos en la caracterización del material granular obtenido tras el tratamiento con RE-CON ZERØ EVO de 2 m^3 de hormigón devuelto.

Tamaño del árido (d/D)	8/22
% finos que pasan por el tamiz 0,063 mm	2,62
Absorción de agua (%)	2,63
Densidad aparente (g/cm^3)	2,52
Módulo granulométrico	6,23

3.2.- Empleo del material granular encapsulado en la fabricación de hormigón

En la **Tabla 3** se resumen los principales resultados obtenidos de sustituir parcial y totalmente el árido grueso de un hormigón patrón HA-25/F/20/IIa por el material granular

encapsulado sin tamizar, esto es, sin descartar la fracción de árido fino que contiene. Estos ensayos se realizaron en el Laboratorio de I+D+i de Mapei sito en Cabanillas del Campo (Guadalajara).

Para ello se compara el desarrollo de resistencias (a 24 h, 7 y 28 días), consistencia inicial y mantenimiento a 30 min (cono de Abrams) y densidad del hormigón en estado fresco con respecto a un hormigón patrón HA-25/F/20/IIa con una sinergia común de aditivos (Mapeplast 80 y Dynamon SX34 E). En todos los casos, se intenta mantener una relación agua/cemento similar y se hacen pequeños ajustes en la dosificación del árido para un mejor ajuste del volumen final de hormigón. Para los hormigones fabricados con material granular encapsulado, se opta por el empleo del superplastificante Re-Con AGG 200 [7], que incorpora inhibidores de absorción para su empleo con áridos reciclados y los aditivos de última generación del Sistema Cube de Mapei.

Tabla 3. Principales resultados de los hormigones fabricados con el material granular.

Dosificación y resultados obtenidos	*Hormigón Patrón*	*Hormigones fabricados sustituyendo el árido grueso por material granular 8/20*		
		20%	*50%*	*100%*
Arena 0/6 silícea (Abs. 0,8%)	970 kg/m^3 (hum. 2,0%)	940 kg/m^3 (hum. 2,0%)	900 (hum. 2,0%)	900 (hum. 2,0%)
Grava 6/20 silícea (Abs. 0,5%)	970 kg/m^3 (hum. 0,0%)	800 kg/m^3 (hum. 0,0%)	520 (hum. 0,0%)	-
Material granular (Abs. 1,2%)	-	200 kg/m^3 (hum. 0,0%)	520 (hum. 0,0%)	1040 (hum. 0,0%)
Cemento II/A-L 42,5R	280 kg/m^3	280 kg/m^3	280	280
Mapeplast 80 (plastificante)	2,24 kg/m^3 (0,8%)	-	-	-
Dynamon SX34 E (superp.)	1,4 kg/m^3 (0,5%)	-	-	-
Re-Con AGG 200 (superp.)	-	1,12 kg/m^3 (0,4%)	1,4 kg/m^3 (0,5%)	1,96 kg/m^3 (0,7%)
Mapecube 60 (plastificante)	-	1,4 kg/m^3 (0,5%)	1,68 kg/m^3 (0,6%)	2,24 kg/m^3 (0,8%)
Dynamon Cube 7144 (superp.)	-	1,12 kg/m^3 (0,4%)	1,12 kg/m^3 (0,4%)	1,12 kg/m^3 (0,4%)
Agua total[1]	162,2 L/m^3	155,3 L/m^3	152,3 L/m^3	178,7 L/m^3
Relación a/c	0,579	0,554	0,544	0,638
Consistencia inicial – EN 12350-2	195 mm	210 mm	160 mm	60 mm
Consistencia a 30 min – EN 12350-2	130 mm	190 mm	120 mm	-

Densidad en fresco – EN 12350-6	2.373 kg/m^3	2.350 kg/m^3	2.350	2.263
Aire ocluido – EN 12350-7	3,4%	3,9%	2,5%	3,0%
Resistencia a compresión a 24 h – EN 12390-3	18,96 MPa	22,29 MPa	25,18 MPa	21,72 MPa
Resistencia a compresión a 7 días – EN 12390-3	32,08 MPa	33,57 MPa	37,88 MPa	32,68 MPa
Resistencia a compresión a 28 días – EN 12390-3	37,19 MPa	39,79 MPa	43,62 MPa	37,45 MPa

[1]El agua total incluye agua añadida, agua aportada por los aditivos, humedad (hum. X%) y absorción de agua (abs. X%).

El Sistema Cube [8] permite la fabricación de hormigones más sostenibles facilitando la sustitución de los cementos actuales por otros con menor huella de carbono y puede emplearse con cualquier tipo de árido (incluido el reciclado) manteniendo, e incluso mejorando, sus propiedades mecánicas, reología y durabilidad. Con este Sistema se consigue reducir de forma notable la huella de carbono de los hormigones que incorporan cementos sostenibles y materiales granulares provenientes de restos de hormigón en fresco devueltos a la central hormigonera. En este caso, se opta por el mejorador de prestaciones, Mapecube 60, que, a través de una tecnología propia de nanocompuestos de silicatos hidratados, mejora las reacciones de hidratación y la activación alcalina del cemento para favorecer el desarrollo de resistencias a edades tempranas y tardías y por el superplastificante Dynamon Cube 7144 que garantiza la trabajabilidad y una baja viscosidad durante un periodo prolongado de tiempo sin afectar al fraguado.

En la Fig. 3 (izq.) se muestra el aspecto del hormigón fabricado sustituyendo el 20% del árido grueso (máximo permitido actualmente por el Código Estructural) por material granular encapsulado, así como la medida de su consistencia con el cono Abrams (Fig. 3, dcha.) En este caso, el hormigón fabricado presenta muy buen aspecto, unas resistencias mecánicas a compresión a 7 y 28 días (33,57 y 39,79 MPa, respectivamente) y un mantenimiento de consistencia (inicial: 210 mm y 30 min: 190 mm) que superan incluso al hormigón patrón en resistencia (R_{7d}: 18,98 MPa y R_{28d}: 37,19 MPa) y mantenimiento de la trabajabilidad (inicial: 195 mm y a 30 min: 130 mm).



Figura 3. Aspecto de hormigón fabricado con un 20% de material granular encapsulado (izq.) y medida de su consistencia a los 30 minutos (dcha.)

Para el curado del hormigón, las probetas realizadas se mantienen 24 h a la temperatura del laboratorio (21 ± 1 ºC) tapadas con plástico. Una vez desmoldadas, se curan hasta rotura sumergidas en una balsa de agua.

4.- ANÁLISIS DE RESULTADOS

4.1.- Resistencia a compresión

A grandes rasgos, la sustitución paulatina del árido grueso del hormigón patrón por material granular encapsulado (20%, 50% y 100%) no supone una merma en las resistencias mecánicas a compresión a 7 y 28 días. Con la sinergia de aditivos del Sistema Cube de Mapei, somos capaces de igualar e incluso mejorar las resistencias mecánicas a compresión. Así, por ejemplo, en el caso del hormigón fabricado con un 100% de material granular somos capaces de obtener resistencias similares (R_{28d}: 37,45 MPa) a las del patrón (R_{28d}: 37,19 MPa) partiendo de una relación a/c mayor (0,638 vs. 0,579 del patrón). Así mismo, el empleo de Mapecube 60 permite acelerar el proceso de fraguado del hormigón (sin afectar a la resistencia final) y obtener mayores resistencias a 24 h en los tres casos de sustitución (R_{24h}: 20%: 22,29 MPa, 50%: 25,18 MPa y 100%: 21,72 MPa) que el patrón (R_{24h}: 18,96 MPa).

4.2.- Consistencia (Cono Abrams)

La consistencia y su mantenimiento es la propiedad que se ve más influenciada por la sustitución del árido grueso por el material granular encapsulado. Así, la dosificación del aditivo Re-Con AGG 200, con su inhibidor específico para el control de la absorción,

permite conseguir una buena consistencia inicial y un adecuado mantenimiento a los 30 min para las mezclas cementosas con un 20% y 50% de reemplazo del árido grueso. En el caso del hormigón con un 20% de material granular, conseguimos una consistencia inicial de 210 mm (vs. 195 mm del patrón) sin apenas pérdida a los 30 min (190 mm vs. 130 mm del patrón). Para la mezcla con un 50% de sustitución con una relación a/c inferior al patrón (0,544 vs. 0,579), a pesar de tener una menor consistencia de partida (160 mm vs. 195 mm), conseguimos una pérdida de cono menor a los 30 min con respecto al patrón (40 mm vs. 65 mm del patrón). En el hormigón fabricado con el 100% de material granular, a pesar de tener mayor relación a/c con respecto al patrón y una buena resistencia mecánica, la pérdida de consistencia inicial (60 mm) imposibilita su uso en esta primera aproximación.

4.3.- Densidad en estado fresco

Las densidades del hormigón son similares a las de patrón en los casos en los que se sustituye el 20% y el 50% del árido grueso por el material granular (2.350 kg/m^3 vs. 2.375 kg/m^3). Sí se evidencia una diferencia más significativa en el hormigón fabricado con 100% de material granular, donde se observa una bajada de densidad (2.263 kg/m^3 vs. 2.375 kg/m^3) debido a la diferencia de densidad entre el árido natural y el material granular, que es más poroso y ligero por la capa de mortero cementoso que encapsula el árido grueso original.

5.- CONCLUSIONES

Como principales conclusiones del estudio podemos destacar las siguientes:

- El empleo de RE-CON ZERØ EVO permite recuperar en la propia central los restos de hormigón devueltos y transformarlos en un material granular encapsulado que pueden emplearse en la fabricación de hormigones con menor huella de carbono. De este modo, somos capaces de transformar 1 m^3 de hormigón devuelto en más de 2 t de material granular encapsulado de calidad.
- El uso de RE-CON ZERØ EVO permite reutilizar íntegramente el resto de hormigón sin que se generen residuos (ej. lodos cementosos, tortas de hormigón , etc.) lo que reduce los costes de tratamiento y gestión. Además, disminuye el impacto ambiental asociado a la extracción de los áridos naturales a los que sustituye y el consumo de agua de limpieza de la cuba al dejarla prácticamente limpia después de la descarga del material granular.
- Aunque en la actualidad, y según el CE-21, el reemplazo de árido grueso por material granular no puede superar el 20%, se evidencia que con la tecnología de aditivos del Sistema Cube y el aditivo Re-Con AGG 200 somos capaces de alcanzar sustituciones mayores en hormigones estructurales (de hasta el 50%) sin merma en sus propiedades mecánicas, reología y comportamiento en estado fresco. Para mayores porcentajes de sustitución (≥ 50%), se debe plantear una nueva serie de ensayos más orientados a mejorar la consistencia inicial y su mantenimiento en el tiempo.

AGRADECIMIENTOS

Mapei Spain quiere agradecer a la empresa Betón Catalán y, en especial, al personal de la planta de Vallecas (Madrid) por su disposición y tiempo dedicado para el tratamiento del resto de hormigón devuelto con RE-CON ZERØ EVO y poder así disponer de material granular encapsulado para la realización de este estudio.

REFERENCIAS

[1] Rodríguez, J. A y García, N., 'RE-CON ZERO EVØ, avanzando hacia el Real Decreto 163/2019', Revista Técnica Cemento y Hormigón **1.007** (2022) 42-45.

[2] Rodríguez, J. A y García, N., 'La recuperación del hormigón devuelto en fresco a central con la nueva instrucción técnica de control de producción del hormigón', Revista Realidad Mapei **31** (2023) 28-31.

[3] Real Decreto 470/2021 por el que se aprueba el Código Estructural (2021).

[4] UNE-EN 12620:2003+A1:2009: Áridos para hormigón (2009).

[5] Real Decreto 1247/2008, de 18 de julio, por el que se aprueba la instrucción de hormigón estructural (EHE-08).

[6] Rodríguez, J. A., Bernús, C. y García, N., 'Recuperación sostenible del hormigón devuelto en fresco con RE-CON ZERO EVO' [Póster], Jornadas de "Valorización de residuos industriales y de demolición para un hormigón sostenible, Algeciras, 2018.

[7] García, N., 'Aditivos de hormigón para la sostenibilidad', Revista Realidad Mapei **31** (2023) 60-63.

[8] Rodríguez, J. A y García, N., 'El Sistema Cube de Mapei: Aditivos para reducir la huella de carbono del hormigón", Revista Obras Urbanas **104** (2024) 70-73.