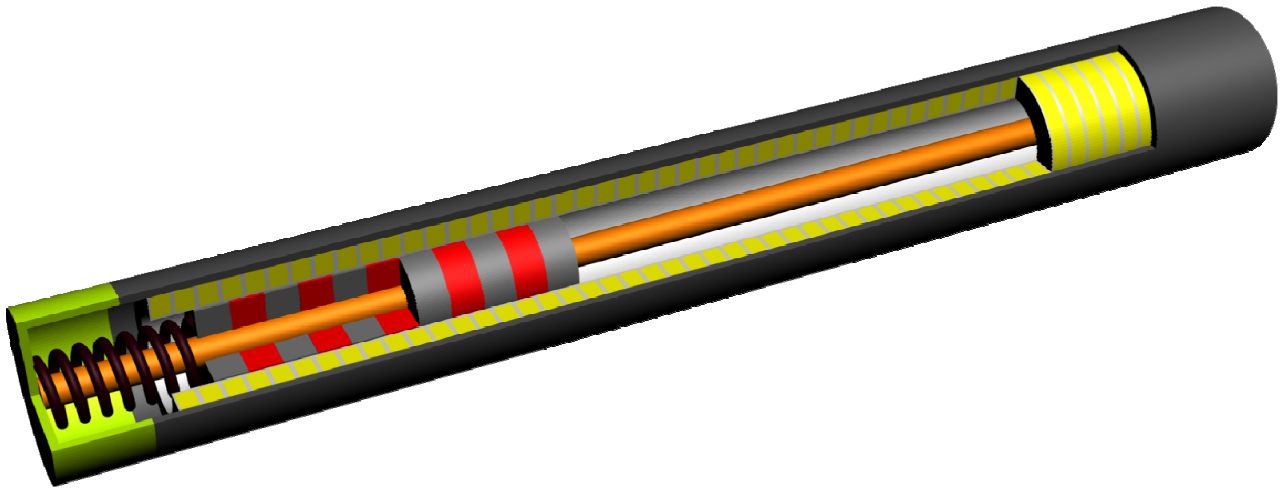




Universidade do Algarve
Instituto Superior de Engenharia



**Desenvolvimento de Gerador Linear de Baixa Velocidade
para aplicação em conversor de energia renovável**

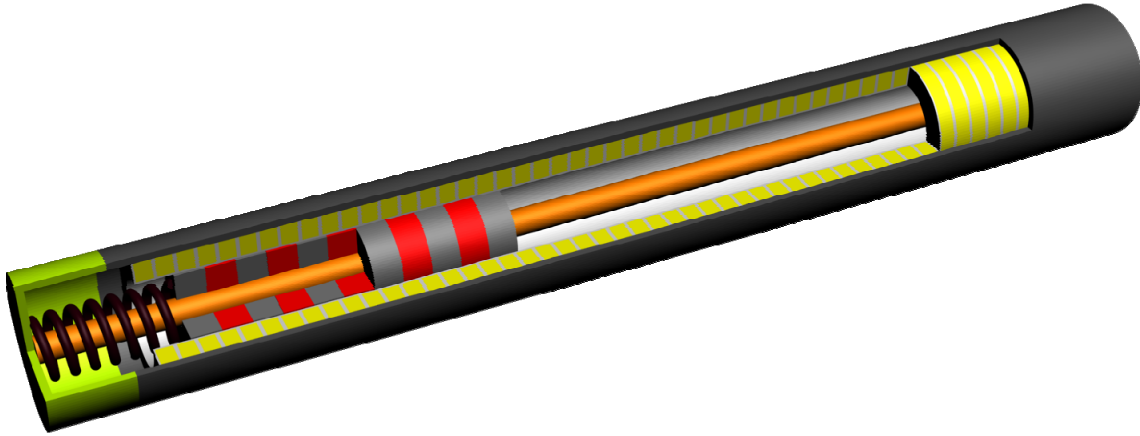
José Manuel Encarnação Ribeiro

**Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Eléctrica e Electrónica
Especialização em Sistemas de Energia e Controlo**

Janeiro de 2010



Universidade do Algarve
Instituto Superior de Engenharia



**Desenvolvimento de Gerador Linear de Baixa Velocidade
para aplicação em conversor de energia renovável**

José Manuel Encarnação Ribeiro

**Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Eléctrica e Electrónica
Especialização em Sistemas de Energia e Controlo**

Orientação: Prof. Doutor Isménio Lourenço Eusébio Martins

Júri:

**Presidente: Doutor Carlos Manuel Aguiar Rodrigues Cabral, Professor Coordena-
dor do Instituto Superior de Engenharia da Universidade do Algarve**

**Vogais: Doutor Amadeu Leão Santos Rodrigues, Professor Catedrático da
Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa**

**Doutor Isménio Lourenço Eusébio Martins, Professor Adjunto do
Instituto Superior de Engenharia da Universidade do Algarve**

Janeiro de 2010

Resumo

Após um período de dormência, a investigação na área da extracção e conversão de energia das ondas oceânicas ganhou novo fôlego, devido principalmente à subida dos preços dos combustíveis fósseis. Uma das vantagens das ondas oceânicas como recurso para a produção de energia eléctrica é a sua elevada densidade energética.

O principal objectivo deste trabalho é o estudo e desenvolvimento de um gerador linear tubular síncrono de magnetos permanentes para utilização num sistema de conversão de energia das ondas. Procede-se ao dimensionamento da máquina eléctrica com a utilização de uma ferramenta de análise por elementos finitos. Comprova-se a influência dos efeitos de extremidade longitudinais no desempenho da máquina.

Projecta-se o elemento flutuador, embora de forma rudimentar, para simulação da máquina eléctrica integrada num dispositivo de conversão de energia das ondas. Para o efeito, são elaborados os modelos dinâmicos do sistema: o modelo mecânico da bóia e gerador, e o modelo eléctrico do gerador. Para o modelo eléctrico do gerador são apresentadas duas alternativas, diferindo em complexidade, tempo de execução computacional, e quantidade de informação.

Desenvolvido o modelo dinâmico do sistema, é analisada a sua resposta a ondas lineares, onde se verifica a necessidade de utilizar um controlo de carga eléctrica, de forma a otimizar o desempenho do sistema. Para validar o dimensionamento e modelo dinâmico da máquina eléctrica, é construído e ensaiado o gerador projectado, comparando-se os resultados teóricos com os resultados experimentais.

Palavras-chave: Análise por Elementos Finitos, Energia das Ondas, Gerador Linear Tubular Síncrono de Magnetos Permanentes, Modelo Dinâmico, Sistema de Conversão de Energia das Ondas.

Abstract

After a dormancy period, the wave energy extraction and conversion research area gained a new breath, mainly due to the rise in fossil fuel prices. One of the advantages of oceanic waves as resource for electrical energy production is its high energetic density.

The main objective of this work is the study and development of a linear tubular synchronous permanent magnet generator used in a wave energy conversion system. Therefore it's proceeded with the electrical machine dimensioning, through the use of a finite element analysis tool, having proved the influence of longitudinal extremity effects in the machine performance.

The floating element is also dimensioned, although in a rudimentary way, with the intention to simulate the electrical machine integrated in a wave energy conversion device. To that effect the system's dynamic models are elaborated: the float and the generator's mechanical model, and the generator's electrical model. Two alternatives are presented for the generator's electrical model, differing in complexity, execution /computing time, and quantity of available information.

Having developed the system's dynamic model, its response to linear waves is analyzed, where's found the need to utilize an electrical load control, as to optimize the system performance. To validate the electrical machine dimensioning and electrical model, the generator is built and tested, as to compare the theoretical results with the experimental results.

Key-words: Dynamic Model, Finite Element Analysis, Linear Tubular Synchronous Permanent Magnet Generator, Wave Energy, Wave Energy Conversion System.

Agradecimentos

Durante a realização do presente trabalho o autor contou com a ajuda e colaboração de várias pessoas, às quais expressa os seus sinceros agradecimentos:

Ao seu Orientador Académico, Professor Doutor Isménio Martins, pelos conhecimentos transmitidos e ajuda dispendida. O seu contributo foi, sem dúvida, decisivo.

À sua família pelo apoio e compreensão durante a realização deste trabalho.

Aos Srs. António Costa e Nuno Portela, pela sua ajuda em diversas etapas deste trabalho.

Ao David Meeker, pela excelente ferramenta que é o FEMM, e sem o qual teria sido muito mais dispendioso o trabalho realizado.

Índice

	pág.
Resumo	i
Abstract	iii
Agradecimentos	v
Índice	vii
Simbologia	xi
1. Introdução	1
1.1. Situação Energética	2
1.1.1. Caracterização Energética da União Europeia	2
1.1.2. Caracterização Energética de Portugal	6
1.2. Extracção de Energia das Ondas	13
1.2.1. Ondas Oceânicas	14
1.2.2. Descrição Matemática das Ondas Oceânicas	16
1.2.3. Caracterização das Ondas Oceânicas em Portugal	20
1.2.4. Classificação dos Dispositivos de Extracção de Energia das Ondas	25
1.3. Objectivos	29
1.4. Estrutura da Dissertação	31
2. Dimensionamento da Máquina	33
2.1. Tipologia da Máquina	33
2.2. Circuito Magnético Equivalente	35
2.3. Dimensionamento do Núcleo Magnético do Estator	41
2.4. Dimensionamento dos Magnetes Permanentes	43
2.5. Dimensionamento do Raio Exterior da Máquina	44
2.5.1. Optimização da Força Desenvolvida	44
2.5.2. Optimização da Potência Gerada	50
2.6. Verificação do Dimensionamento da Máquina com Análise por	57
Elementos Finitos	
2.7. Dimensionamento dos Enrolamentos	64
2.8. Análise do Conteúdo Harmónico da Força Electromotriz	67

2.9. Curva Característica da Força Desenvolvida	69
2.10. Cálculo do Volume e Massa da Máquina Eléctrica	70
2.11. Cálculo das Indutâncias Próprias e Mútuas	72
2.12. Programa de Dimensionamento da Máquina Eléctrica	76
2.13. Conclusões	78
3. Modelo Dinâmico do Sistema de Extracção e Conversão de Energia das Ondas	79
3.1. Modelo Dinâmico da Bóia	79
3.1.1. Equações no Espaço de Estados	80
3.1.2. Dimensionamento da Bóia	85
3.2. Modelo Dinâmico da Máquina Eléctrica	99
3.2.1. Modelo Dinâmico da Máquina Eléctrica como Gerador de Corrente Contínua de Magnetos Permanentes	100
3.2.2. Modelo Dinâmico da Máquina Eléctrica como Gerador Linear Síncrono de Magnetos Permanentes	109
3.3. Implementação do Modelo Dinâmico do Sistema	122
3.4. Conclusões	127
4. Análise da Resposta Dinâmica do Sistema de Extracção e Conversão de Energia das Ondas	129
4.1. Resposta Dinâmica da Bóia	129
4.1.1. Caso 1	130
4.1.2. Caso 2	132
4.1.3. Caso 3	133
4.2. Resposta Dinâmica da Máquina Eléctrica	135
4.2.1. Máquina de Corrente Contínua	135
4.2.1. Máquina Síncrona	138
4.3. Resposta Dinâmica do Sistema	140
4.4. Conclusões	155
5. Montagem e Ensaio da Máquina Eléctrica	159
5.1. Montagem da Máquina Eléctrica	159

5.1.1. Montagem do Sistema de Excitação	159
5.1.2. Montagem do Estator	165
5.1.3. Montagem Final da Máquina	168
5.2. Ensaio da Máquina Eléctrica	170
5.2.1. Medição da Resistência Eléctrica por Fase	171
5.2.2. Medição da Indutância Própria por Fase	172
5.2.3. Ensaio Dinâmico	174
6. Conclusões Finais e Trabalho Futuro	181
6.1. Conclusões Finais	181
6.2. Contribuições	182
6.3. Trabalho Futuro	183
Bibliografia	185
Apêndices	187
A1. Dados Relevantes do Gerador	189
A2. Modelo Dinâmico do Sistema de Extracção de Energia das Ondas (Diagramas de Blocos em Simulink)	191

Simbologia

Símbolo	Descrição	Unidades
A	- Secção de uma superfície	m^2
\bar{A}	- Razão entre o deslocamento vertical da superfície da onda e o deslocamento vertical da bóia	-
A_{bob}	- Secção de uma bobina	m^2
A_{Cu}	- Secção do fio condutor	m^2
b	- Comprimento da frente de uma onda	m
b_1	- Coeficiente hidrodinâmico da bóia	$Nm^{-1}s^{-1}$
b_2	- Coeficiente de atrito viscoso entre o veio da máquina eléctrica e o ar	$Nm^{-1}s^{-1}$
B	- Densidade de fluxo magnético	T
B_m	- Densidade de fluxo magnético num magneto permanente	T
B_{snuc}	- Máxima densidade de fluxo magnético no núcleo do estator	T
B_r	- Densidade de fluxo magnético remanescente de um magneto permanente	T
c	- Velocidade de fase de uma onda	m/s
c_g	- Velocidade de grupo de uma onda	m/s
d_{cond}	- Diâmetro do fio condutor	m
D	- Diâmetro da bóia	m
e	- Força electromotriz	V
e_a	- Força electromotriz do circuito a	V
$e_{a\ lump}$	- Força electromotriz da fase a do gerador síncrono que agrega a queda de tensão indutiva	V
e_{emf}	- Valor instantâneo da força electromotriz de uma espira	V
E	- Energia total de uma onda	J
E_{cbob}	- Espessura das paredes do suporte de bobinas	m

E_{emf}	- Valor instantâneo da força electromotriz de uma bobina	V
$\hat{E}_{emf\,fase}$	- Valor máximo da força electromotriz de uma fase	V
E_p	- Energia potencial de uma onda	J
E_k	- Energia cinética de uma onda	J
E_{PB}	- Espessura das paredes da bóia	m
E_{AC}	- Energia dissipada pelas resistências eléctricas à entrada da ponte rectificadora	J
E_{DC}	- Energia dissipada pela resistência eléctrica à saída da ponte rectificadora	J
f	- Frequência de um sinal	Hz
f_1	- Frequência da componente fundamental de um sinal	Hz
$f_{natBoia}$	- Frequência natural do elemento flutuador/bóia	Hz
f_{natGen}	- Frequência natural (ressonância) da máquina eléctrica	Hz
fp	- Factor de preenchimento dos enrolamentos	$\%$
F_{boia}	- Força total exercida sobre a bóia	N
F_e	- Força electromagnética da máquina de corrente contínua	N
F_{exc}	- Força total exercida sobre o sistema de excitação da máquina eléctrica	N
F_{eDC}	- Força electromagnética da máquina de corrente contínua	N
F_{ei}	- Força electromagnética da fase i da máquina eléctrica (gerador síncrono)	N
F_{em}	- Força electromagnética	N
$F_{e\,Total}$	- Força electromagnética total desenvolvida pela máquina eléctrica (gerador síncrono)	N
F_g	- Força electromagnética do gerador	N
F_{hidro}	- Força hidrodinâmica entre a bóia e a água (força de atrito)	N
F_i	- Força transmitida pelas ondas à bóia	N
F_l	- Força de impulsão exercida pela água sobre a bóia	N

F_{max}	- Máxima força electromagnética desenvolvida pela máquina eléctrica	N
g	- Aceleração da gravidade	m/s^2
h	- Profundidade da água (oceano)	m
h_1	- Deslocamento vertical da superfície da água	m
h_2	- Deslocamento vertical da bóia	m
\dot{h}_2	- Velocidade vertical da bóia	m/s
\ddot{h}_2	- Aceleração vertical da bóia	m/s^2
h_3	- Deslocamento vertical do sistema de excitação e massa de calibração	m
\dot{h}_3	- Velocidade vertical do veio do gerador e massa de calibração	m/s
\ddot{h}_3	- Aceleração vertical do veio do gerador e massa de calibração	m/s^2
H	- Intensidade de campo magnético ou Altura de uma onda (pico a pico)	A/m ou m
H_c	- Intensidade de campo magnético coercivo de um magneto permanente	A/m
H_m	- Intensidade de campo magnético num magneto permanente	A/m
H_{onda}	- Altura da onda (pico a pico) de excitação do sistema de extracção de energia das ondas	m
i	- Valor instantâneo de uma corrente eléctrica	A
i_a	- Valor instantâneo da corrente eléctrica no circuito a	A
i_d	- Valor instantâneo da corrente eléctrica à saída da ponte rectificadora do gerador síncrono	A
i_k	- Valor instantâneo da corrente eléctrica no circuito k	A
i_A	- Valor instantâneo da corrente eléctrica na fase A da máquina	A
i_B	- Valor instantâneo da corrente eléctrica na fase B da máquina	A

i_C	-	Valor instantâneo da corrente eléctrica na fase C da máquina	A
i_{DC}	-	Valor instantâneo da corrente eléctrica na máquina de corrente contínua	A
I_{fase}	-	Valor eficaz da corrente eléctrica numa fase	A
I_{max}	-	Valor de pico da corrente eléctrica	A
I_{nom}	-	Valor nominal da corrente eléctrica nos enrolamentos da máquina projectada	A
I_{total}	-	Corrente eléctrica total nos enrolamentos da máquina eléctrica	A
J	-	Densidade de corrente eléctrica nos enrolamentos da máquina eléctrica	A/mm^2
k_1	-	Coefficiente de rigidez devido à força de impulsão da água do mar	N/m
k_2	-	Coefficiente de rigidez da mola do sistema bóia-gerador	N/m
$k\phi$	-	Coefficiente de força da máquina de corrente contínua	N/A
$k\phi_{DC}$	-	Coefficiente de força da máquina de corrente contínua	N/A
l	-	Comprimento de um troço ou Comprimento total da bóia	m
l_1	-	Comprimento não submerso da bóia	m
l_2	-	Comprimento submerso da bóia	m
$l_{condbob}$	-	Comprimento total do fio condutor de uma bobina	m
$l_{nucStat}$	-	Comprimento do núcleo ferromagnético (estator) da máquina eléctrica	m
l_{veio}	-	Comprimento do veio da máquina eléctrica	m
L	-	Indutância de um circuito magnético	H
L_a	-	Indutância do circuito a	H
L_{aa}	-	Indutância própria do circuito a	H
L_{ak}	-	Indutância mútua entre os circuitos a e k	H
L_{fase}	-	Indutância por fase do gerador síncrono	H

$L_{j,k}$	- Indutância do circuito j devido à influência do circuito k	H
L_{AC}	- Indutância por fase à entrada da ponte rectificadora	H
L_{DC}	- Indutância do gerador de corrente contínua ou Indutância à saída da ponte rectificadora	H
m	- Massa de um corpo	kg
m_1	- Massa da bóia, estator da máquina eléctrica, e electrónica	kg
m_2	- Massa do sistema de excitação e peso de calibração	kg
m_{add}	- Massa adicional de água deslocada devido à velocidade da bóia	kg
m_{boia}	- Massa da bóia	kg
m_{boia1}	- Massa do sistema de extracção de energia das ondas	kg
m_{cal1}	- Massa de lastro da bóia	kg
m_{cal2}	- Massa de lastro do sistema de excitação	kg
m_{disp}	- Massa de água deslocada devido ao peso do sistema de extracção de energia das ondas	kg
$m_{enrolTotal}$	- Massa total dos enrolamentos da máquina eléctrica	kg
m_{exc}	- Massa do sistema de excitação da máquina eléctrica	kg
m_{gen1}	- Massa total dos elementos fixos da máquina eléctrica	kg
m_{gen2}	- Massa total dos elementos móveis da máquina eléctrica	kg
m_{genFix}	- Massa total dos elementos fixos da máquina eléctrica	kg
m_{genMov}	- Massa total dos elementos móveis da máquina eléctrica	kg
$m_{genTotal}$	- Massa total da máquina eléctrica	kg
$m_{nucStat}$	- Massa do núcleo ferromagnético (estator) da máquina eléctrica	kg
$m_{permMagTotal}$	- Massa total dos magnetos permanentes da máquina eléctrica	kg
$m_{polePieceTotal}$	- Massa total das peças polares da máquina eléctrica	kg

m_{veio}	- Massa do veio da máquina eléctrica	kg
N	- Número de espiras de uma bobina	-
N_c	- Número de camadas de condutores numa bobina	-
$N_{conjFasic}$	- Número de conjuntos (n)fásicos da máquina eléctrica	-
$N_{conTrif}$	- Número de conjuntos trifásicos de enrolamentos da máquina	-
N_{fases}	- Número de fases da máquina eléctrica	-
N_p	- Número de condutores em paralelo (lado a lado) numa bobina	-
$N_{permMag}$	- Número de magnetos permanentes do sistema de excitação da máquina eléctrica	-
N_{pole}	- Número de pólos do sistema de excitação da máquina eléctrica	-
$N_{polePiece}$	- Número de peças polares do sistema de excitação da máquina eléctrica	-
$p_{a\ gen}$	- Potência instantânea gerada pela fase a do gerador síncrono	W
p_d	- Potência instantânea dissipada pela carga resistiva à saída da ponte rectificadora do gerador síncrono	W
p_{AC}	- Potência instantânea dissipada pelas resistências eléctricas à entrada da ponte rectificadora	W
p_{DC}	- Potência instantânea dissipada pelas resistências eléctricas à saída da ponte rectificadora	W
p_{La}	- Potência instantânea dissipada pela carga eléctrica da fase a do gerador síncrono	W
p_{LTotal}	- Potência instantânea dissipada pela carga eléctrica total da máquina eléctrica (gerador síncrono)	W
$p_{Total\ gen}$	- Potência instantânea total gerada pela máquina eléctrica (gerador síncrono)	W
P	- Potência de uma onda	W
P_{boia}	- Peso do elemento flutuador/bóia	N
	- ou	ou
	- Potência total transmitida à bóia	W

P_{exc}	- Potência total transmitida ao sistema de excitação da máquina eléctrica	W
P_{emf}	- Potência devido à força electromotriz da máquina, por fase	W
P_j	- Perdas de joule nos enrolamentos, por fase	W
r_0	- Raio interior do veio da máquina	m
r_{0min}	- Mínimo raio interior do veio da máquina	m
r_1	- Raio interior dos magnetos/peças polares	m
r_2	- Raio exterior dos magnetos/peças polares	m
r_3	- Raio interior dos enrolamentos	m
r_4	- Raio exterior dos enrolamentos	m
r_5	- Raio exterior do núcleo do estator	m
r_a	- Resistência eléctrica do circuito a	Ω
r_{ext}	- Raio exterior de um cilindro	m
r_{int}	- Raio interior de um cilindro	m
r_{DC}	- Resistência eléctrica do enrolamento da máquina de corrente contínua	Ω
r_{La}	- Resistência eléctrica de carga por fase do gerador síncrono	Ω
r_{LoadDC}	- Resistência eléctrica de carga à saída da ponte rectificadora ou Resistência eléctrica de carga do gerador de corrente contínua	Ω
R	- Resistência eléctrica de um condutor eléctrico	Ω
R_{bob}	- Resistência eléctrica total de uma bobina	Ω
R_{fase}	- Resistência eléctrica de uma fase do gerador síncrono	Ω
R_{AC}	- Resistência eléctrica por fase alimentada à entrada da ponte rectificadora	Ω
R_{DC}	- Resistência eléctrica equivalente alimentada no lado de corrente contínua da ponte rectificadora	Ω
$R_{Loadfase}$	- Resistência eléctrica de carga por fase do gerador	Ω

síncrono		
\mathcal{R}	- Relutância magnética de um circuito magnético	H^{-1}
\mathcal{R}_{bob}	- Relutância magnética do enrolamento	H^{-1}
\mathcal{R}_{fv}	- Relutância magnética de fugas no veio	H^{-1}
\mathcal{R}_{gm}	- Relutância magnética do entreferro mecânico	H^{-1}
\mathcal{R}_m	- Relutância magnética do magneto permanente	H^{-1}
\mathcal{R}_{pp}	- Relutância magnética da peça polar	H^{-1}
\mathcal{R}_{snuc}	- Relutância magnética do núcleo do estator	H^{-1}
t	- Tempo	s
T	- Força de tensão mecânica	N
	- ou Período de uma onda	ou s
T_{max}	- Máxima força de tensão mecânica	N
T_{onda}	- Período da onda de excitação do sistema de extracção de energia das ondas	s
T_ϕ	- Período espacial do fluxo magnético que abraça uma bobina	m
u	- Componente horizontal da velocidade das partículas de água numa onda	m/s
u_1	- Entrada de sistema: referência do sistema mecânico da bóia	m
u_2	- Entrada de sistema: Força transmitida pelas ondas à bóia	N
u_3	- Entrada de sistema: Força contra-electromotriz do gerador	N
u_a	- Queda de tensão eléctrica aos terminais do circuito a	V
v	- Velocidade	m/s
v_{an}	- Queda de tensão eléctrica simples da fase a	V
v_{bn}	- Queda de tensão eléctrica simples da fase b	V
v_{cn}	- Queda de tensão eléctrica simples da fase c	V
v_d	- Queda de tensão eléctrica à saída da ponte rectificadora	V

v_{gen}	-	Velocidade da máquina eléctrica	m/s
v_{Nn}	-	Queda de tensão eléctrica no ramo inferior da saída da ponte rectificadora	V
v_{Pn}	-	Queda de tensão eléctrica no ramo superior da saída da ponte rectificadora	V
V_{ciloco}	-	Volume de um cilindro oco	m^3
$V_{enrolTotal}$	-	Volume total das bobinas/enrolamentos da máquina eléctrica	m^3
$V_{nucStat}$	-	Volume do núcleo ferromagnético (estator) da máquina eléctrica	m^3
V_p	-	Queda de tensão eléctrica de pico das tensões simples na ponte rectificadora	V
$V_{permMagTotal}$	-	Volume total dos magnetos permanentes da máquina eléctrica	m^3
$V_{polePieceTotal}$	-	Volume total das peças polares do sistema da máquina eléctrica	m^3
V_{veio}	-	Volume do veio da máquina eléctrica	m^3
Vol_{mag}	-	Volume total dos magnetos da máquina eléctrica	m^3
Vol_{maq}	-	Volume da máquina eléctrica	m^3
v_{medGen}	-	Velocidade média de funcionamento do gerador	m/s
\mathcal{V}_m	-	Queda de tensão magnética equivalente do magneto	A
w	-	Componente vertical da velocidade das partículas de água numa onda	m/s
W'	-	Coenergia	J
X_{AC}	-	Reactância por fase à entrada da ponte rectificadora	Ω
X_{DC}	-	Reactância por fase à saída da ponte rectificadora	Ω
z	-	Posição do sistema de excitação da máquina eléctrica	m
z_{onda}	-	Posição da superfície da água (onda)	m
δ	-	Ângulo de desfasamento de um sinal	rad
Δl_{mola}	-	Variação do comprimento da mola da máquina eléctrica	m
Δz	-	Variação do deslocamento vertical da bóia	m

Δz_{onda}	-	Variação do deslocamento vertical da onda de excitação da bóia	m
ΔF_{mola}	-	Variação da força na mola da máquina eléctrica	N
ΔV_{sub}	-	Variação do volume submerso da bóia	m^3
λ	-	Comprimento de onda	m
η	-	Rendimento	$\%$
	-	ou	ou
	-	Deslocamento da superfície livre da água numa onda	m
μ	-	Permeabilidade magnética de um meio	H/m
μ_0	-	Permeabilidade magnética do vácuo	H/m
μ_{ar}	-	Permeabilidade magnética relativa do ar	-
μ_{Al}	-	Permeabilidade magnética relativa do alumínio	-
μ_{Cu}	-	Permeabilidade magnética relativa do cobre	-
μ_{Fe}	-	Permeabilidade magnética relativa do aço 1006	-
μ_{Ny}	-	Permeabilidade magnética relativa do nylon	-
μ_{pp}	-	Permeabilidade magnética relativa do material que constitui as peças polares	-
μ_{snuc}	-	Permeabilidade magnética relativa do material que constitui o núcleo magnético do estator	-
μ_{veio}	-	Permeabilidade magnética relativa do material que constitui o veio	-
ρ	-	Densidade de um material	kg/m^3
	-	ou	ou
	-	Resistividade eléctrica de um condutor	$\Omega m^2/m$
ρ_{am}	-	Densidade da água do mar	kg/m^3
ρ_{Al}	-	Densidade do alumínio	kg/m^3
ρ_{boia}	-	Densidade do material de que é constituída a bóia	kg/m^3
ρ_{Cu}	-	Densidade do cobre	kg/m^3
	-	ou	ou
	-	Resistividade eléctrica do cobre	$\Omega m^2/m$
ρ_{Fe1006}	-	Densidade do aço 1006	kg/m^3
ρ_{NdFeB}	-	Densidade do $NdFeB$	kg/m^3

σ	- Densidade de força tênsil	Pa
σ_{UTS}	- Máxima densidade de força tênsil	Pa
σ_{AlUTS}	- Máxima densidade de força tênsil do alumínio	Pa
τ_{bob}	- Passo da bobina	m
τ_m	- Passo do magneto permanente	m
τ_p	- Passo do pólo	m
τ_{pp}	- Passo da peça polar	m
$\hat{\phi}$	- Valor máximo do fluxo magnético	wb
ϕ_1	- Fluxo magnético de fugas no entreferro + fluxo magnético no estator	wb
ϕ_2	- Fluxo magnético de fugas no veio	wb
ϕ_m	- Fluxo magnético no magneto permanente	wb
ψ	- Fluxo magnético de ligação	wb
$\hat{\psi}$	- Máximo valor do fluxo magnético de ligação	wb
ψ_a	- Fluxo magnético de ligação no circuito a	wb
$\psi_{a\ mag}$	- Fluxo magnético de ligação no circuito a devido aos magnetos permanentes do sistema de excitação da máquina eléctrica	wb
ψ_j	- Fluxo magnético de ligação no circuito j	wb
ω	- Frequência angular	rad/s

1. Introdução

Os países cujo mercado energético apresenta uma elevada dependência dos hidrocarbonetos estão sujeitos às variações de preços que se têm verificado nos últimos anos, bem como a possíveis conflitos político-militares nos países produtores que poderão causar a interrupção dos fornecimentos.

Uma das formas de imunização do parque energético às instabilidades dos mercados consiste na diversificação das fontes energéticas. Se as fontes energéticas forem renováveis, também será possível contribuir para a redução de emissões de gases de efeito de estufa, ao mesmo tempo que se aumenta a independência energética, especialmente se não existirem fontes de hidrocarbonetos, como é o caso de Portugal.

Apesar de não ser considerada uma tecnologia suficientemente madura, a extracção de energia das ondas do mar pode vir a contribuir para que se atinjam os objectivos supra mencionados. Tal deve-se à sua elevada densidade energética, a mais elevada das energias renováveis disponíveis [1]. No entanto, a exploração desta forma de energia apresenta ainda vários desafios tecnológicos, que poderão vir a ser ultrapassados com investigação e desenvolvimento.

A proposta de estudo de um dispositivo de conversão de energia das ondas em energia eléctrica, que será apresentada nesta dissertação, ambiciona contribuir para o esforço que tem vindo a ser desenvolvido neste domínio.

O dispositivo proposto inclui os elementos de geração de energia eléctrica no interior do elemento flutuador, o que simplifica a construção do sistema e aumenta a sua fiabilidade.

1.1. Situação Energética

Nesta secção pretende-se efectuar uma breve descrição do consumo energético da União Europeia, particularizando depois Portugal. Para o efeito é analisado o consumo interno bruto, o consumo de energia final, a dependência energética, e o consumo de energia eléctrica.

Entende-se por Consumo Interno Bruto (*CIB*), a quantidade de energia consumida dentro das fronteiras de um país [2], que é calculada pela expressão (1.1), onde a produção primária diz respeito à extracção de energia da natureza em estado bruto (carvão, petróleo, etc.). Por *bunkers* entende-se o combustível fornecido a navios marítimos.

$$\begin{aligned} CIB = & \textit{Produção Primária} + \textit{Produtos Recuperados} + \textit{Importações} \\ & + \textit{Variações de Stock} - \textit{Exportações} - \textit{Bunkers} \end{aligned} \quad (1.1)$$

O Consumo de Energia Final (*CEF*) é a energia final consumida nos sectores dos transportes, indústria, comércio, agricultura, público, e doméstico [2], não contabilizando as entregas para transformação de energia, assim como os consumos da indústria da energia.

A Dependência Energética (*DE*) representa a dependência energética de um país relativamente ao estrangeiro, sendo obtida a partir de (1.2) [2].

$$DE = \frac{\textit{Importações Líquidas}}{CIB + \textit{Bunkers}} \quad (1.2)$$

1.1.1. Caracterização Energética da União Europeia

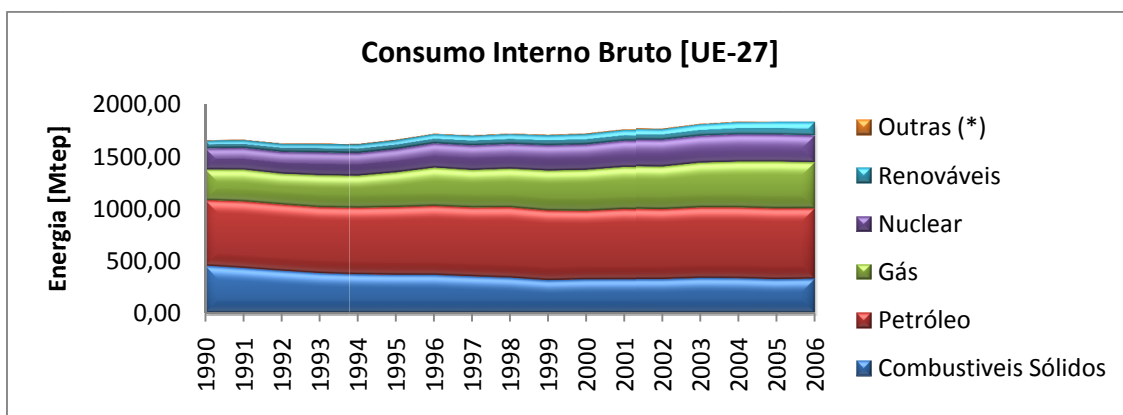
Embora exista uma certa ilusão de que a Europa beneficia de uma relativa abundância de energia desde a recuperação da crise do petróleo em 1986, em parte devido aos programas nucleares de alguns países como a França, Bélgica e Espanha, ou devido à

penetração do gás natural em mercados importantes, como o aquecimento ou a electricidade, o futuro não é assim tão reconfortante. Embora, actualmente, os recursos internos de energia assegurem cerca de metade do nosso consumo, se o seu nível de crescimento se mantiver (1 a 2% por ano), nos próximos 20 a 30 anos a Europa enfrentará uma dependência energética externa de cerca de 70% do consumo total de energia, 90% no caso do petróleo e 80% no caso do gás natural [3].

O consumo total dos 27 estados membros da União Europeia ronda actualmente os 1800 Mtep com um custo de mais de 1000 euros por pessoa por ano [2], e as previsões indicam que, a manterem-se as actuais tendências, o consumo chegará aos 1900 Mtep em 2020 [2].

Consumo Interno Bruto

A evolução do Consumo Interno Bruto na União Europeia é mostrada na Figura 1.1, onde se verifica o aumento do consumo energético (12% no período 1990-2004). O CIB é suportado na sua maior parte pelo petróleo, seguido do gás natural, com o carvão (combustíveis sólidos) a diminuir a sua contribuição. Apesar das energias renováveis estarem em crescimento, o seu peso no consumo de energia a nível europeu ainda é baixo. A energia nuclear também viu o seu consumo aumentar, embora a potência instalada não tenha aumentado e pareça não existir intenção dos governos em desenvolver novos projectos para centrais nucleares. Actualmente, em toda a EU, apenas existem em curso dois projectos de centrais nucleares [2].



(*) – Energia eléctrica e resíduos industriais.

Figura 1.1 – Consumo interno bruto de energia da União Europeia a 27 [2].

Os 27 estados membros da União Europeia consumiram em 2006 mais de 1800 Mtep de energia bruta, 53,8% da qual foi importada conforme mostrado no gráfico da Figura 1.2. Esta dependência energética do exterior tem sofrido um aumento gradual ao longo dos anos, com a produção interna de energia a sofrer um ligeiro decréscimo.

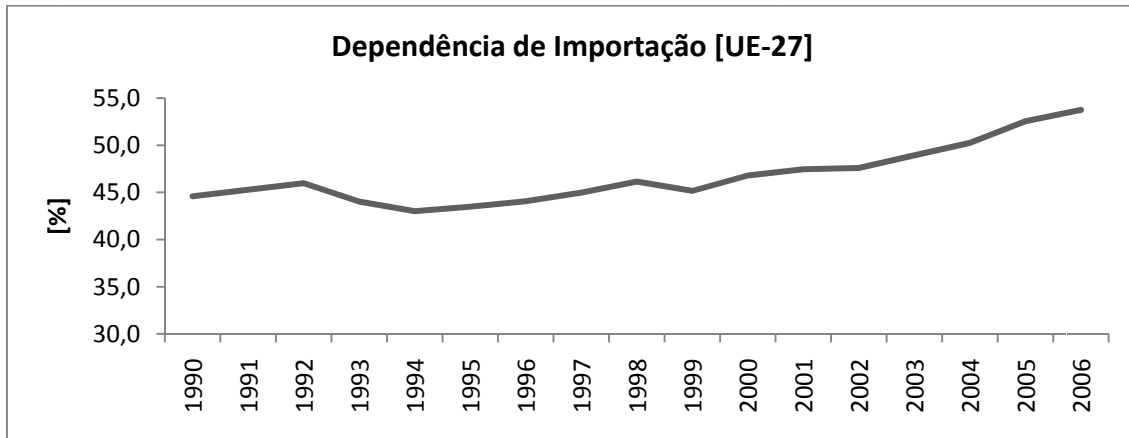


Figura 1.2 – Dependência energética ao exterior da União Europeia a 27 [2].

Consumo de Energia Final

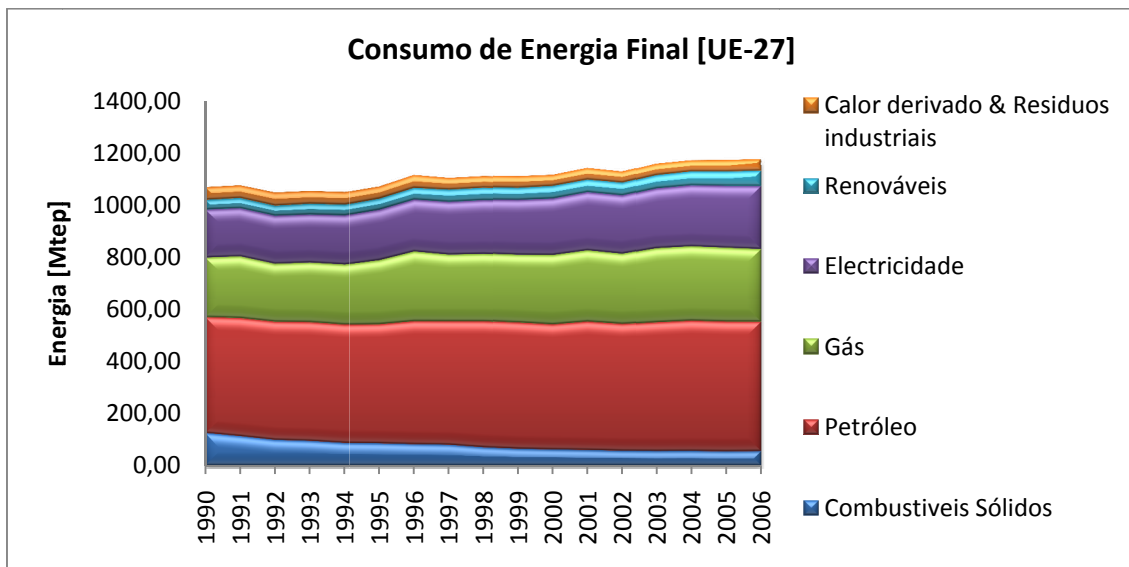


Figura 1.3 – Consumo de energia final da União Europeia a 27 [2].

O consumo de energia final na União Europeia foi de 1176 Mtep em 2006, com o petróleo a contribuir com a maior fatia. Como se pode observar na Figura 1.3, o consumo de combustíveis sólidos (dos quais o carvão representa a maior parte) é o

único que tem vindo a diminuir, embora de forma gradual. Tal deve-se ao facto de não terem sido construídas novas centrais a carvão na União Europeia. O petróleo, o gás natural e a electricidade têm verificado um aumento do seu consumo. A utilização de energias renováveis tem também crescido nos últimos anos, pesando, no entanto, ainda pouco na balança energética da Europa global.

Analisando a distribuição do consumo por sector de actividade (Figura 1.4), verifica-se que a indústria tem observado um crescimento de consumo quase nulo, ao passo que os transportes apresentam um crescimento positivo, sendo responsáveis pelo aumento do consumo de petróleo, tendo já ultrapassado a indústria em termos de consumo. Os sectores de serviços e doméstico, à semelhança da indústria, também apresentam um crescimento bastante reduzido.

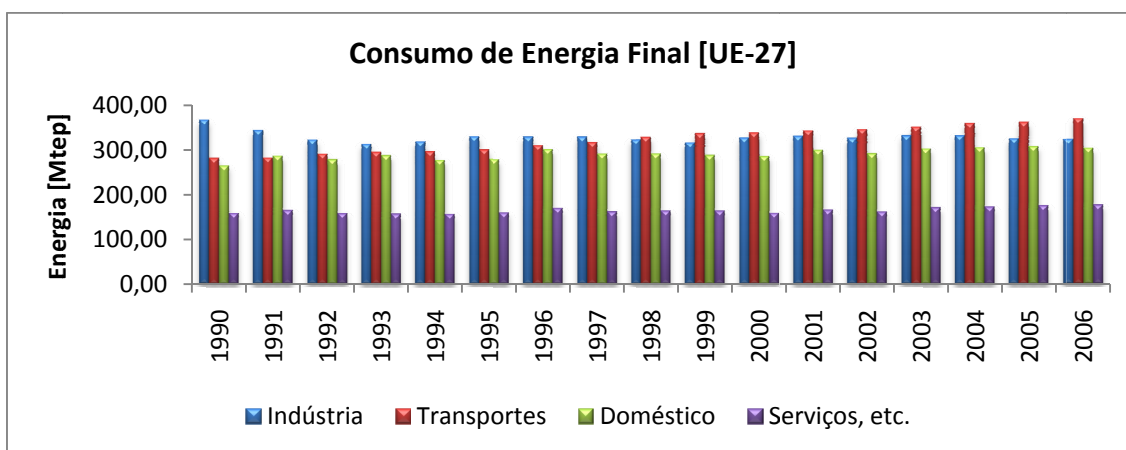
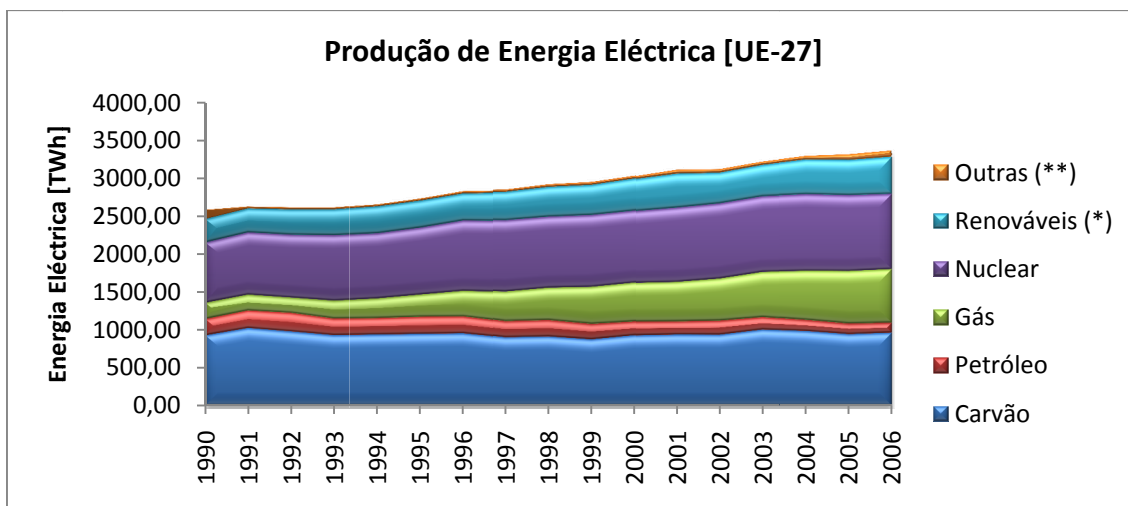


Figura 1.4 – Consumo de energia final da União Europeia a 27 por sector de actividade [2].

Produção de Energia Eléctrica

A produção de energia eléctrica na União Europeia verificou um aumento de 25% no período 1994-2005, com a energia nuclear a representar 32% da produção total como se pode observar no gráfico da Figura 1.5. Contudo, deverá ser tido em atenção que nem todos os estados membros possuem centrais nucleares e que o Reino Unido, a Suécia e a França produzem 60% da electricidade de origem nuclear na UE [4].

O crescimento da produção de energia eléctrica utilizando fontes renováveis tem sido substancial, variando, no entanto, de país para país. A produção de energia eléctrica utilizando gás natural também cresceu de forma significativa.



(*) – Não inclui bombagem.

(**) – Inclui centrais com bombagem, e outras.

Figura 1.5 – Produção de energia eléctrica na União Europeia a 27 por tipo de fonte [2].

1.1.2. Caracterização Energética de Portugal

Portugal é um país com escassos recursos energéticos próprios, nomeadamente aqueles que asseguram a generalidade das necessidades energéticas da maioria dos países desenvolvidos (como o petróleo, o carvão e o gás) [2].

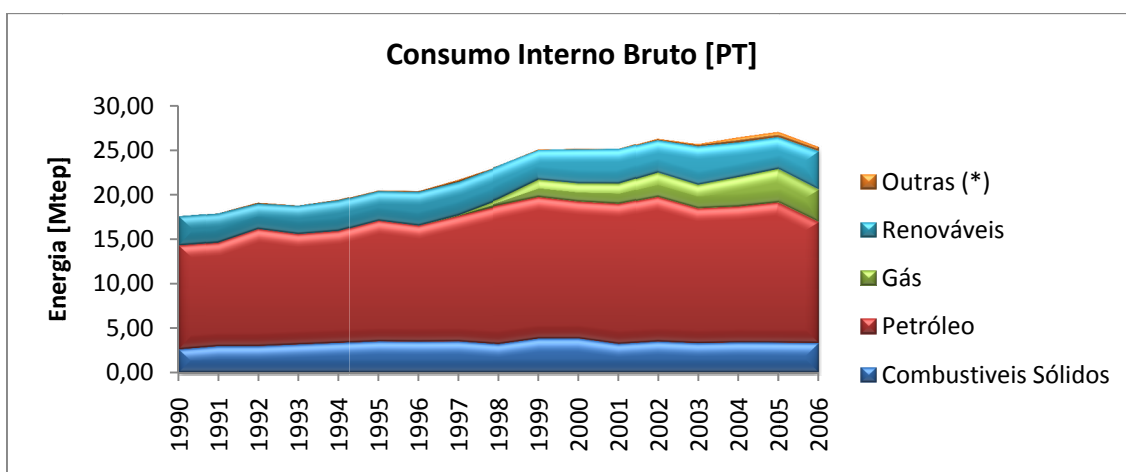
Tal situação de escassez conduz a uma elevada dependência energética do exterior (87,2% em 2005), sendo totalmente dependente das importações de fontes primárias de origem fóssil, e com uma contribuição das energias hídrica (fortemente dependente das condições climatéricas), eólica, solar e geotérmica, biogás e de lenhas e resíduos, que importa aumentar.

Portugal está assim perante uma reduzida diversificação da oferta energética primária, aliada à escassez de recursos próprios, que conduz a uma maior vulnerabilidade do sistema energético às flutuações dos preços internacionais, nomeadamente do preço do petróleo, exigindo esforços no sentido de aumentar a diversificação das fontes energéticas.

Consumo Interno Bruto

A evolução do consumo da energia bruta é representada no gráfico da Figura 1.6, onde se pode observar o aumento do consumo energético (50% no período 1990-2004). Como consequência as importações de fontes de energia primária também aumentam, agravando assim a dependência energética do país.

O consumo de energia bruta é suportado na sua maior parte pelo petróleo, seguido do carvão, sendo que o gás natural tem vindo a posicionar-se de forma crescente nos últimos anos, conforme mostrado no gráfico da Figura 1.6. O consumo de petróleo observa uma taxa de crescimento semelhante à do consumo total de energia primária que resulta do seu elevado peso no total de energia primária.



(*) – Energia eléctrica e resíduos industriais.

Figura 1.6 – Consumo bruto interno de energia em Portugal [2].

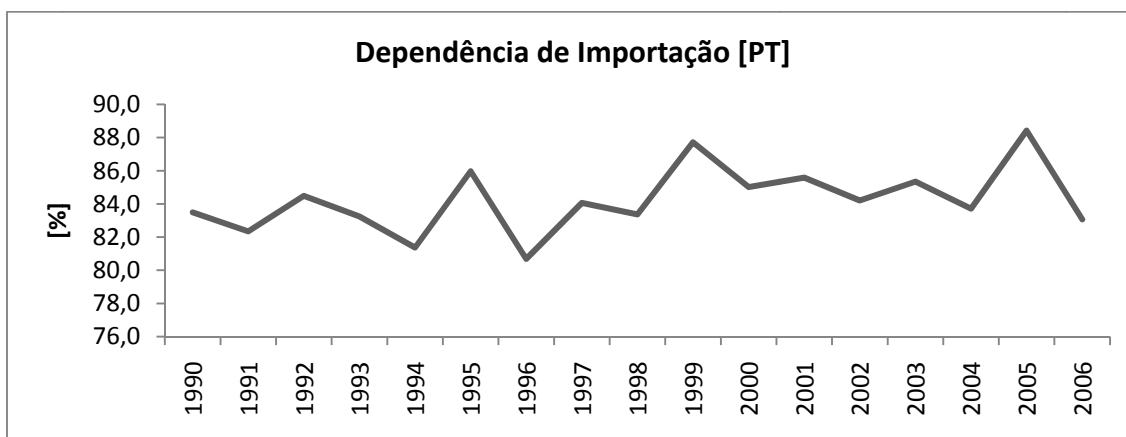


Figura 1.7 – Dependência energética ao exterior de Portugal [2].

A dependência energética de Portugal relativamente ao exterior é extremamente elevada, tendo chegado a atingir quase 90%. No entanto, nos últimos anos, tem diminuído muito lentamente, como se pode observar no gráfico da Figura 1.7, em parte devido ao aumento de instalações de energias renováveis.

Consumo de Energia Final

Em Portugal, verificou-se um aumento do consumo de energia final de 61% no período de 1990-2004, conforme representado no gráfico da Figura 1.8. A energia final foi mais consumida sob a forma de petróleo e electricidade, com o carvão a diminuir a sua contribuição para a energia final total. O gás natural também tem verificado um aumento de consumo, devido às políticas para diversificar as fontes energéticas, e diminuir a dependência do carvão e do petróleo.

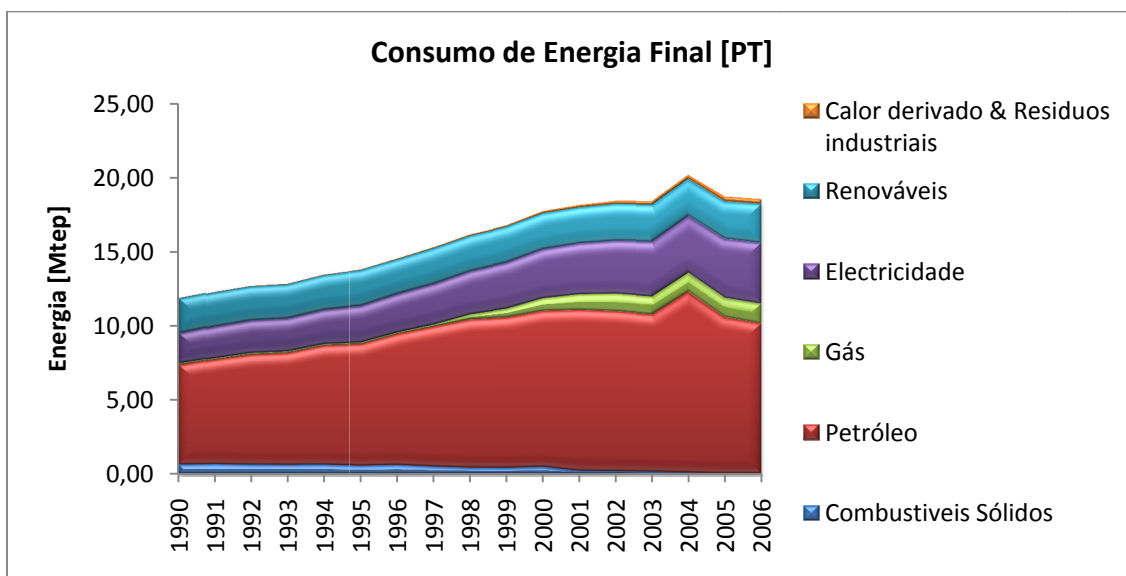


Figura 1.8 – Consumo de energia final de Portugal [2].

Analisando o consumo por sector de actividade, mostrado na Figura 1.9, verifica-se que, embora todos os sectores apresentem aumentos de consumo ao longo dos anos, a partir de 1996 o sector dos transportes ultrapassou o sector da indústria em termos de consumo, tendo sofrido um ligeiro decréscimo nos últimos anos. O sector dos serviços também cresceu (em consumo), tal como o residencial, mas cujo crescimento tem sido mais lento.

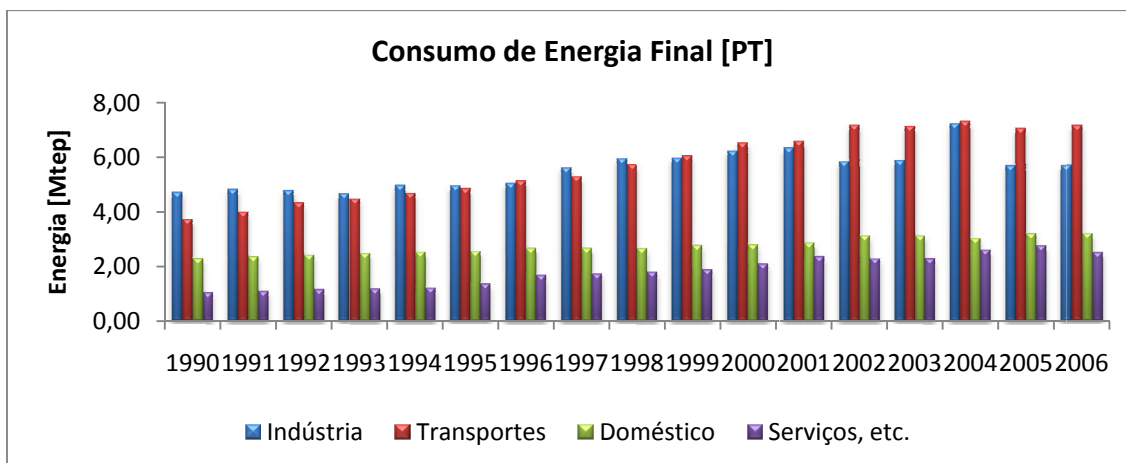
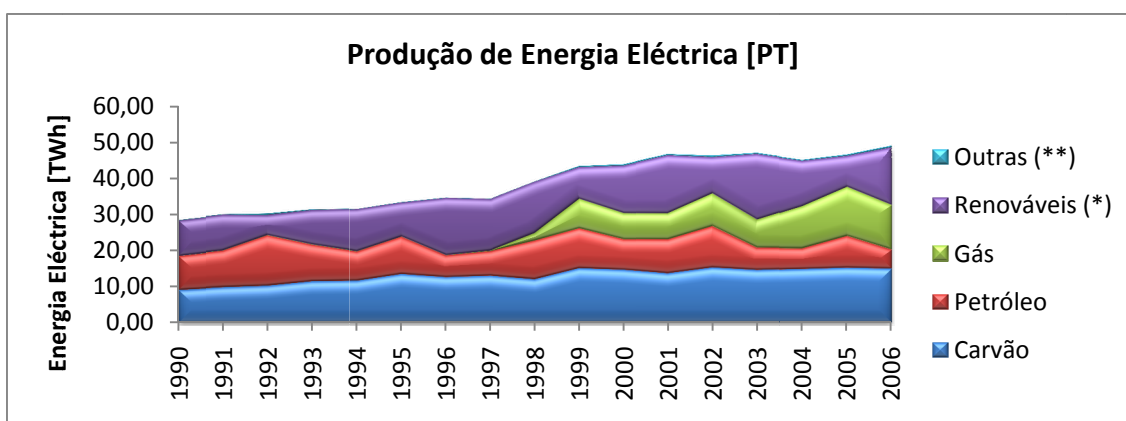


Figura 1.9 – Consumo de energia final em Portugal por sector de actividade [2].

Produção de Energia Eléctrica

No período entre 1990 e 2006 registou-se um acréscimo significativo na produção de energia eléctrica, com o gás e o carvão a contribuir de forma significativa, como é mostrado na Figura 1.10. No entanto, as energias renováveis também contribuíram com cerca de 30%, devido ao sistema hídrico, que tem apresentado muitas variações negativas, devido à fraca pluviosidade que se tem registado no país. Tal tem obrigado a um aumento da produção a partir de processos térmicos, aumentando assim a pegada de CO₂. Embora a energia eólica e a energia fotovoltaica tenham um peso mínimo na produção nacional, tem-se verificado o aumento gradual da produção a partir de energia eólica, especialmente a partir de 2004.



(*) – Não inclui bombagem.

(**) – Inclui centrais com bombagem, e outras.

Figura 1.10 – Produção de energia eléctrica em Portugal por fonte [2].

Apesar do aumento da produção de energia eléctrica verificado, não tem sido possível suprir o consumo nacional, conduzindo à necessidade de importar energia eléctrica. Como consequência do aumento de consumo e da falta de capacidade de resposta, Portugal tem diminuído as suas exportações de energia eléctrica, e aumentado a importação da mesma, como se pode observar na Figura 1.11.

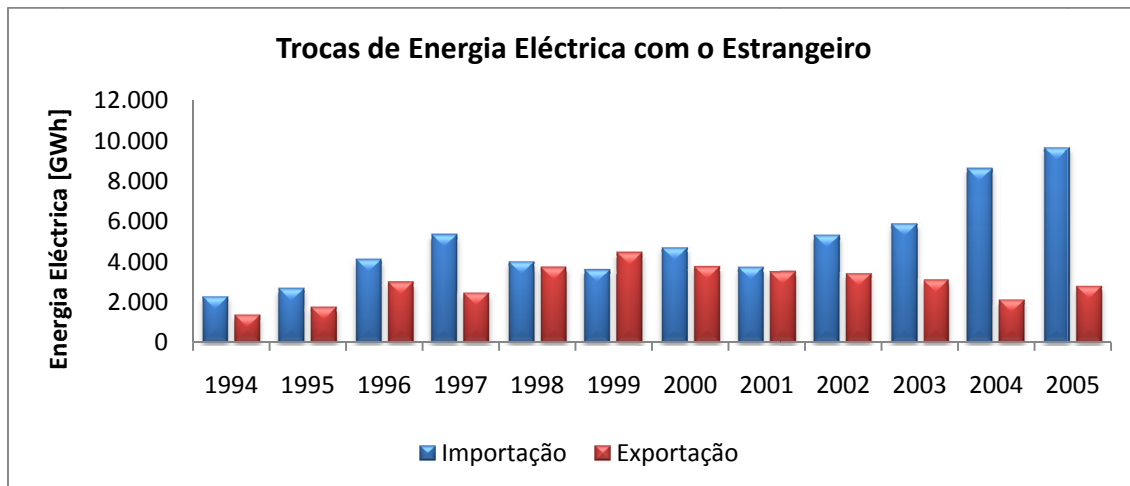
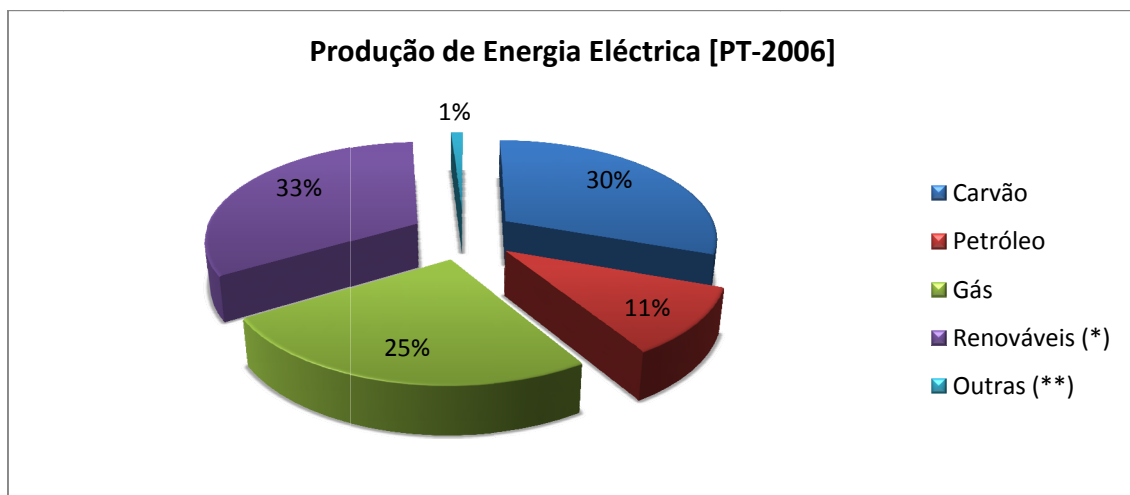


Figura 1.11 – Importação e exportação de energia eléctrica em Portugal [5].

Analisando a produção de energia eléctrica por tipo de fonte, para um determinado ano (neste caso 2006), pode observar-se que as grandes fatias cabem às fontes renováveis, ao gás, e ao carvão, conforme registado na Figura 1.12.



(*) – Não inclui bombagem.

(**) – Inclui centrais com bombagem, e outras.

Figura 1.12 – Produção de energia eléctrica em Portugal por tipo de fonte, no ano 2006 [2].

As perdas de energia, representadas no gráfico da Figura 1.13, apresentam um crescimento praticamente nulo, totalizando cerca de 8% do consumo final de energia eléctrica.

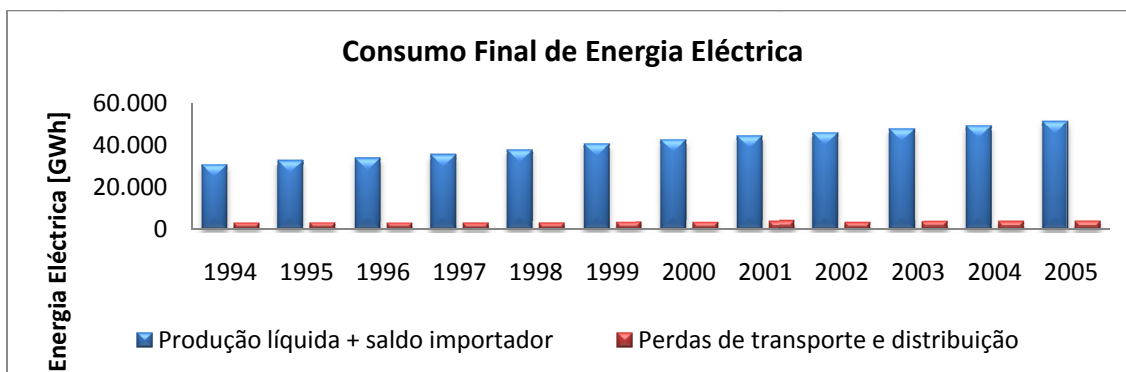


Figura 1.13 – Consumo final de energia eléctrica, e perdas de transporte e distribuição, em Portugal [5].

Fontes Energéticas Alternativas

Portugal deve diversificar as suas fontes energéticas de forma a imunizar a sua economia às oscilações de mercado. Esta diversificação também permite uma maior segurança no que diz respeito às reservas energéticas, pois permite alternativas de abastecimento no caso de conflitos político-militares nos países produtores. Um exemplo de diversificação energética, já empreendida por Portugal, é a introdução do gás natural, utilizado nos mais diversos sectores de actividade (incluindo o doméstico).

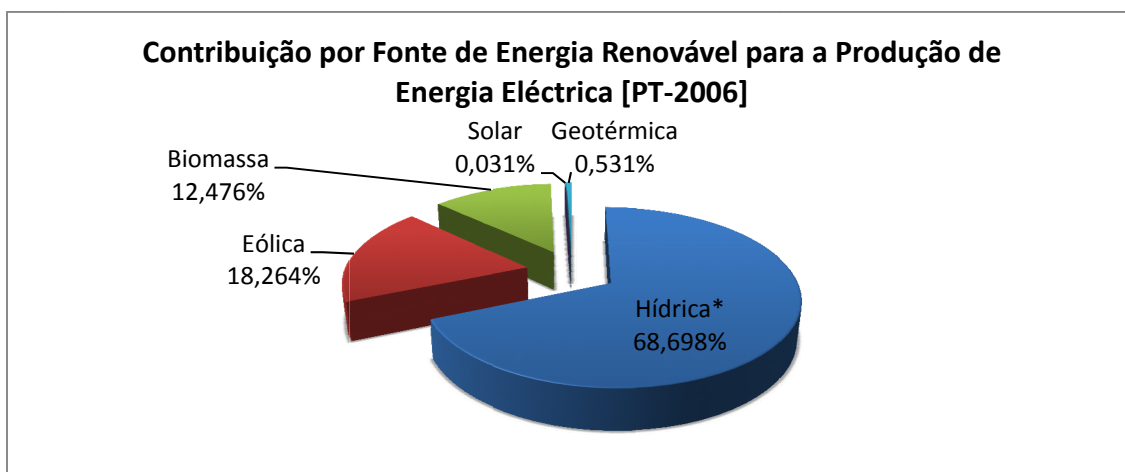
Contudo, o consumo energético de Portugal é fortemente sustentado por hidrocarbonetos, os quais o país não produz (tal como o gás natural), o que provoca uma enorme dependência energética relativamente ao exterior (entre 80 a 90%). Assim, Portugal sujeita-se às instabilidades do mercado energético internacional.

Desprovido das fontes nas quais se baseia a sua balança energética, Portugal deverá investir nas fontes energéticas alternativas de que dispõe. Uma das alternativas passa pelo nuclear, devido à existência da matéria-prima no país. Contudo, não sendo uma fonte de energia renovável, as suas reservas são finitas. Além disso, o facto de não possuir *know-how* na área obrigaria o país a importar tecnologia e mão-de-obra. No entanto, poderia ser uma forma de suavizar a transição de uma economia energética baseado no petróleo para uma economia de energias renováveis.

Devido às suas características geográficas, Portugal possui um vasto leque de recursos naturais que podem ser utilizados para produzir energia, especialmente energia térmica e eléctrica. Estes recursos são, por exemplo:

- Energia solar;
- Energia eólica;
- Energia hídrica:
 - Rios;
 - Marés;
 - Ondas.
- Biomassa;
- Geotérmica;
- etc.

Estas formas energéticas são, actualmente, exploradas em Portugal, de forma mais ou menos intensiva. A análise do gráfico da Figura 1.8 mostra que as energias renováveis constituem uma magra parcela da energia final consumida no país. No que diz respeito à produção de energia eléctrica, as energias renováveis contabilizaram cerca de 33% da produção nacional em 2006. Contudo, este valor deve-se em grande parte ao sistema de barragens existente no território, como se pode observar no gráfico da Figura 1.14, onde se especifica o peso das várias fontes renováveis na produção de energia eléctrica.



(*) – Não inclui bombagem.

Figura 1.14 – Contribuição por fonte de energia renovável para a produção de energia eléctrica em Portugal, no ano de 2006 [2].

Excluindo os recursos hídricos associados aos rios (sistemas com ou sem albufeira), a energia eólica é a fonte renovável que ocupa maior destaque na produção de energia eléctrica, tendo vindo a sua potência instalada a aumentar gradualmente. A energia solar também tem verificado um aumento da potência instalada. Contudo o seu contributo ainda é muito reduzido, não sendo considerada uma energia madura, ao contrário da energia eólica (apesar das constantes inovações tecnológicas).

No que diz respeito ao aproveitamento da energia hídrica dos oceanos (marés e ondas), a sua expressão (em termos de produção de energia eléctrica) é muito pouco significativa em Portugal, embora existam algumas instalações para teste e desenvolvimento. A investigação e desenvolvimento da tecnologia da energia hídrica dos oceanos, em Portugal, tem-se direccionado apenas para a extracção da energia das ondas.

Entre os vários projectos de extracção de energia das ondas em Portugal [4], encontram-se a central do Pico, nos Açores, o *AWS (Archimedes Wave Swing)* instalado ao largo da Póvoa de Varzim, e o *Pelamis*, instalado no parque de ondas da Aguçadoura.

A central do Pico é do tipo Coluna de Água Oscilante, com uma potência instalada de 400 kW [4], tendo sido desenvolvida por uma equipa europeia coordenada pelo Instituto Superior Técnico, constituída por seis parceiros portugueses e dois parceiros europeus (Reino Unido e Irlanda). Inundações e problemas de funcionamento atrasaram a operacionalidade e o programa de testes. As instalações foram construídas à escala e estão totalmente automatizadas, fornecendo energia à rede eléctrica da ilha.

1.2. Extracção de Energia das Ondas

A ideia de converter a energia das ondas do oceano em formas úteis de energia é já antiga, tendo sido registada a primeira patente em 1799 (Girad & Son, França), embora o seu estudo e desenvolvimento só se tenha feito de modo mais intensivo após a subida dos preços do petróleo em 1973 [4]. Vários programas de pesquisa com apoio governamental e privado começaram, principalmente, na Dinamarca, Irlanda, Noruega,

Portugal, Suécia e Reino Unido, com o objectivo de desenvolver tecnologia de conversão de energia das ondas, viável a nível industrial, a médio e longo prazo.

Desde o início que se sabia que extrair energia a partir do oceano seria difícil, conforme tem sido demonstrado em experiências por todo o mundo, tendo-se, contudo, alcançado resultados notáveis [6] em centrais de teste como a do Pico (Açores) e a Limpet (Irlanda), que se encontram actualmente em operação.

Uma característica importante das ondas marinhas, como fonte de energia para o Homem, é a sua alta densidade energética, mais alta que qualquer outra fonte de energia renovável [4], elevada disponibilidade, e vastos recursos. Contudo, apresenta alguns inconvenientes, como uma enorme variação da energia disponível, ambiente agressivo, e dificuldade de acesso [1].

1.2.1. Ondas Oceânicas

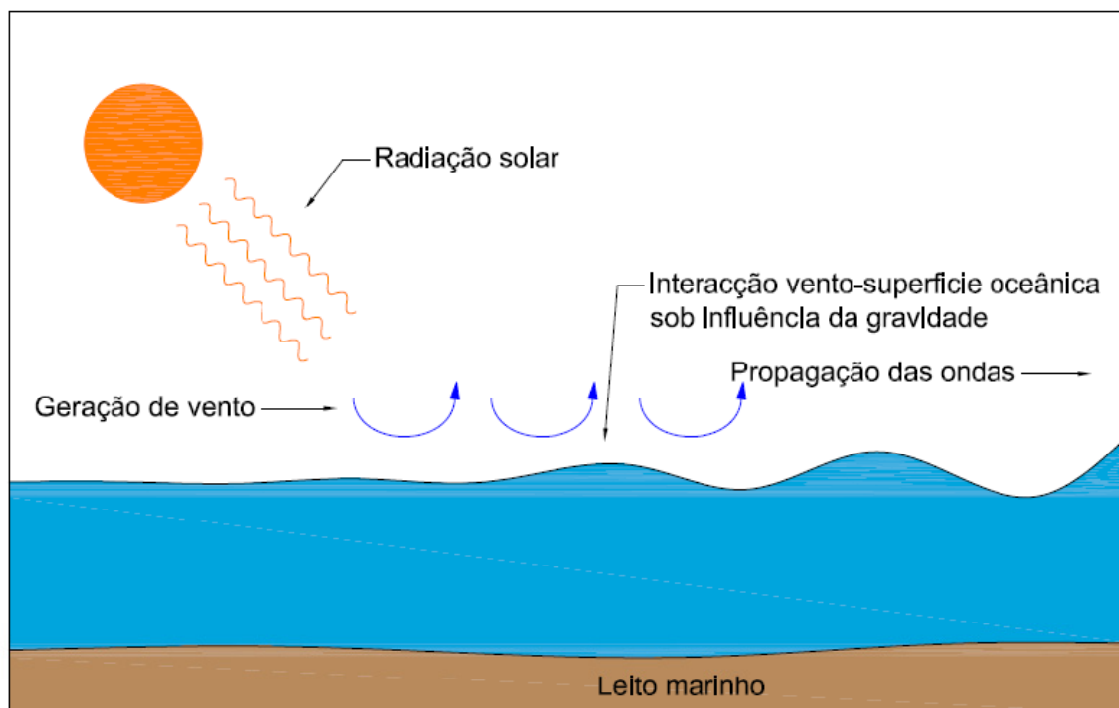


Figura 1.15 – Formação de ondas com origem no vento.

Existem vários tipos de ondas oceânicas, distinguindo-se as ondas geradas pelos ventos por possuírem a mais alta concentração de energia. Este tipo de ondas é originado pela interacção entre o vento e a superfície dos oceanos, sob influência da gravidade. O vento, por sua vez é originado pelo aquecimento solar de massas gasosas na atmosfera. Esta transferência de energia, esquematizada na Figura 1.15, providencia um armazenamento natural de energia do vento junto à superfície da água, podendo viajar centenas de quilómetros com poucas perdas, excepto se encontrar ventos de oposição [6]. Quando se aproxima da costa, a energia da onda diminui devido à interacção com o leito marinho. Esta perda de energia pode ser compensada por fenómenos naturais de refacção ou reflexão, conduzindo à concentração de energia, também designada por *hot spots* [6].

Como a formação do vento e das ondas é um processo que ocorre em longos períodos de tempo (exposição solar prolongada), e devido à elevada inércia dos oceanos, a densidade de energia das ondas oceânicas é mais elevada do que a densidade de energia eólica, e várias vezes mais do que a energia solar [1].

Tal como a maioria das energias renováveis, a energia das ondas encontra-se distribuída pelo globo de modo desigual, sendo as latitudes entre os 30° e 60° nos dois hemisférios as que registam mais actividade, como se pode observar na Figura 1.19, devido aos ventos predominantes de oeste [6]. Os recursos energeticamente mais ricos encontram-se na costa oeste da Europa, nas costas do Canadá e Estados Unidos da América, bem como das costas mais a sul da Austrália e América do Sul.

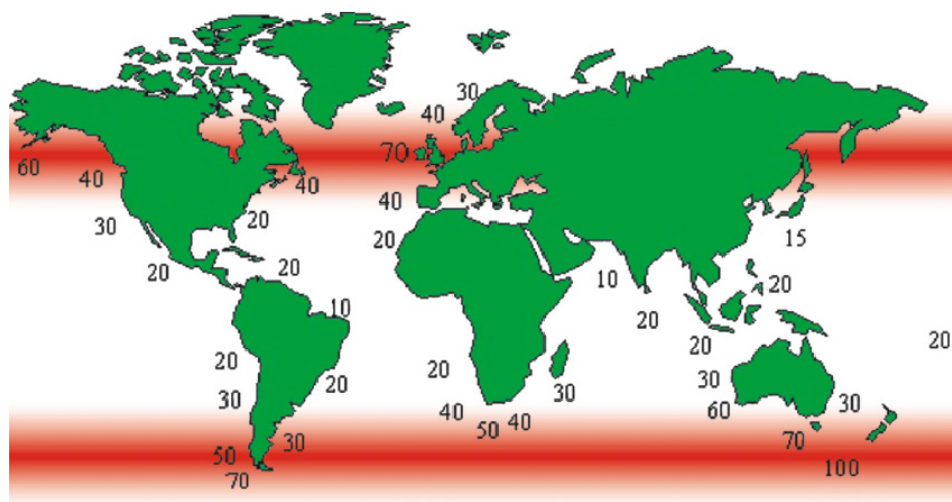


Figura 1.16 – Distribuição global da energia das ondas em kW/m de frente de onda [6].

A Europa, devido à sua situação geográfica, encontra-se numa situação privilegiada, possuindo elevados níveis energéticos na sua costa oeste, encontrando-se níveis mais elevados apenas na zona sul da América do Sul e nos Antípodas. A potência total prevista para o nordeste atlântico e Mar do Norte é de 290 GW, e 30 GW para o mediterrâneo [4]. Apesar de Portugal não apresentar níveis energéticos tão elevados como noutros países europeus mais a norte, possui no entanto níveis energéticos bem superiores aos dos países com costa mediterrânica, considerando-se que possui um recurso médio-alto em termos mundiais [7].

1.2.2. Descrição Matemática das Ondas Oceânicas

O tipo de onda com maior incidência nos oceanos é designado por *swell*. Este tipo de onda é caracterizado por possuir um longo comprimento de onda e baixa amplitude. Mesmo quando ocorre uma tempestade, em que são geradas ondas com diferentes períodos e amplitudes, à medida que as ondas geradas se vão afastando da zona de tempestade, as ondas de baixo período vão desaparecendo, mantendo-se apenas as ondas de longo período (*swells*) [8].

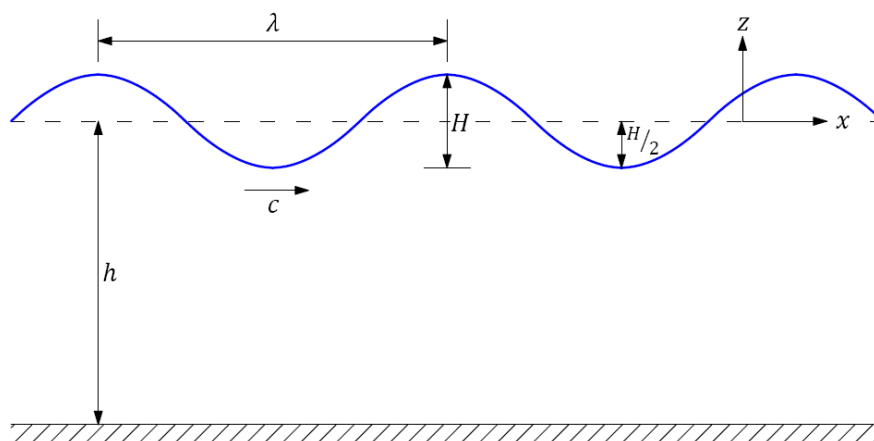


Figura 1.17 – Onda linear com perfil sinusoidal.

Admitindo que a relação entre a amplitude da onda e o seu comprimento H/λ é igual ou inferior a $1/50$, pode ser utilizada a teoria linear das ondas para modelar as propriedades cinemáticas das ondas. Considerando a onda linear com o perfil sinusoidal representada na Figura 1.17, onde h representa a profundidade da água, H representa a altura da onda, λ o comprimento de onda, e c representa a velocidade de fase da onda (velocidade de deslocamento da onda), o deslocamento da superfície livre bem como o período da onda podem ser descritos pelas expressões (1.1) e (1.2), respectivamente, onde T representa o período da onda e g a aceleração da gravidade [8].

$$\eta = \frac{H}{2} \cos\left(\frac{2\pi x}{\lambda} - \frac{2\pi t}{T}\right) \quad (1.1)$$

$$T = 2\pi \left[\frac{2\pi g}{\lambda} \tanh\left(\frac{2\pi h}{\lambda}\right) \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (1.2)$$

Normalmente, considera-se que o período T da onda não varia com o tempo t e a profundidade h , o que não acontece quando a onda percorre longas distâncias [8]. A expressão (1.2) pode ser reescrita de forma a permitir o cálculo do comprimento de onda, conforme expresso por (1.3).

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \tanh\left(\frac{2\pi h}{\lambda}\right) \quad (1.3)$$

A velocidade de deslocamento de uma onda individual é expressa por (1.4).

$$c = \frac{\lambda}{T} = \frac{gT}{2\pi} \tanh\left(\frac{2\pi h}{\lambda}\right) \quad (1.4)$$

Observando a equação (1.3), verifica-se que a mesma não pode ser resolvida analiticamente, pois possui o termo λ em ambos os membros da equação. Assim, a expressão (1.3) só pode ser resolvida de forma gráfica ou numérica. Contudo, admitindo que a extracção de energia ocorre em águas profundas $\left(\frac{h}{\lambda} \geq \frac{1}{2}\right)$ [8], as expressões (1.3) e (1.4) simplificam-se na forma de (1.5) e (1.6), respectivamente.

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \quad (1.5)$$

$$c = \frac{gT}{2\pi} \quad (1.6)$$

As partículas de água deslocam-se no interior da onda em trajectórias circulares ou elípticas, dependendo da profundidade da água [8]. As componentes horizontal, u , e vertical, w , da velocidade das partículas de água são expressas por (1.7) e (1.8), respectivamente, onde x e z representam as coordenadas no espaço da posição das partículas de água.

$$u = \frac{\pi H}{T} \frac{\cosh\left[\frac{2\pi}{\lambda}(z+h)\right]}{\sinh\left(\frac{2\pi h}{\lambda}\right)} \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda}x - \frac{2\pi}{T}t\right) \quad (1.7)$$

$$w = \frac{\pi H}{T} \frac{\sinh\left[\frac{2\pi}{\lambda}(z+h)\right]}{\sinh\left(\frac{2\pi h}{\lambda}\right)} \sin\left(\frac{2\pi}{\lambda}x - \frac{2\pi}{T}t\right) \quad (1.8)$$

A energia total numa onda é calculada através da expressão (1.9), onde b representa o comprimento da frente de onda e ρ representa a densidade da água [8].

$$E = E_p + E_k = \frac{\rho g H^2 \lambda b}{8} \quad (1.9)$$

A energia total de uma onda em águas profundas, e descrita pela teoria linear das ondas, é composta de igual forma por energia potencial E_p e por energia cinética E_k , podendo ser calculada através da expressão (1.10). A energia potencial é devida à altura ou amplitude da onda H , enquanto a energia cinética é devida ao movimento das partículas de água no interior da onda [8].

$$E_p = E_k = \frac{\rho g H^2 \lambda b}{16} \quad (1.10)$$

A potência de uma onda é a transferência de energia da onda de um ponto para outro ponto, no sentido do movimento da onda, podendo ser calculada com a expressão (1.11). O parâmetro c_g representa a velocidade de grupo, dada por (1.12).

$$P = \frac{\rho g H^2 c_g b}{8} \quad (1.11)$$

$$c_g = \frac{c}{2} \left(+1 \frac{\frac{4\pi}{\lambda} h}{\sinh\left(\frac{4\pi}{\lambda} h\right)} \right) \quad (1.12)$$

A grande vantagem da teoria linear das ondas é a de aproximar uma onda oceânica a uma função sinusoidal, simplificando o seu tratamento matemático. Contudo, essa aproximação só é válida para ondas do tipo *swell* em águas profundas com um baixo valor de H/λ . À medida que a onda começa a interagir com o leito marinho (ao aproximar-se da costa), o seu perfil deixa de ser linear, passando a possuir um perfil não linear, com a crista da onda a encurtar e a depressão a alongar, conforme esquematizado na Figura 1.18 [8].

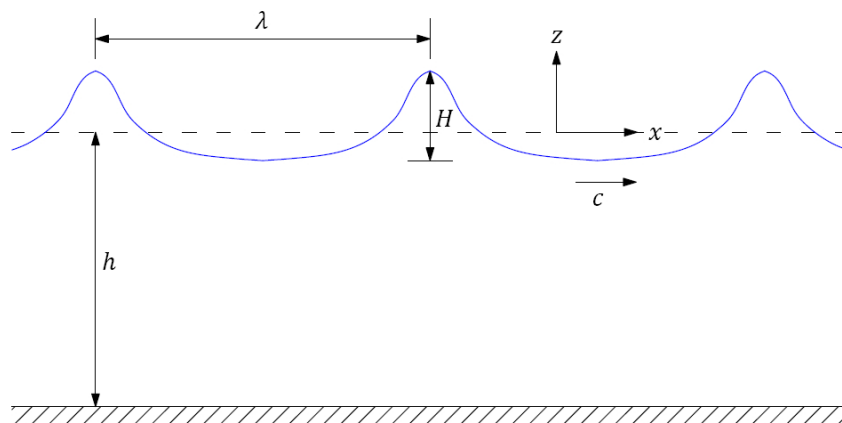


Figura 1.18 – Onda não linear.

Assim, caso não se pretenda analisar apenas as ondas em águas profundas, é necessário efectuar uma descrição matemática da onda não linear. Essa descrição matemática da onda não linear pode ser feita através da teoria de Stokes, que representa as propriedades da onda na forma de séries [8]. Contudo, dado que todas as simulações apresentadas neste trabalho são efectuadas considerando apenas ondas lineares, não será estudada a teoria de Stokes.

1.2.3. Caracterização das Ondas Oceânicas em Portugal

O correcto dimensionamento de um sistema de extracção de energia das ondas implica o conhecimento das suas condições de funcionamento. Um dos primeiros elementos a considerar é a potência disponibilizada pelas ondas no local pretendido.

Nos sistemas de extracção de energia das ondas que utilizam sistemas mecânicos de accionamento directo (geradores lineares), o movimento recíproco das ondas pode accionar directamente a parte móvel da máquina eléctrica. Assim, é necessário conhecer os parâmetros predominantes das ondas no local de funcionamento, nomeadamente a amplitude e o período. Contudo, também se devem prever os casos extremos de funcionamento, como tempestades, durante o dimensionamento dos equipamentos, para evitar a destruição dos mesmos.

De acordo com o parágrafo anterior, analisaram-se a amplitude e período das ondas nas zonas de Faro, Sines e Leixões numa janela temporal de um ano. Os dados analisados foram recolhidos por bóias ondógrafo, do Instituto Hidrográfico da Marinha Portuguesa [9]. Entre esses dados contam-se a altura significativa e máxima, bem como o período médio e máximo das ondas.

A altura significativa de uma onda representa a média do terço mais elevado das alturas de onda que foram registadas durante o período de observação/medição, correspondendo, aproximadamente, à avaliação visual da altura das ondas. O período médio indica a média dos períodos observados no registo, representando o período típico das ondas registadas durante o período de observação/medição.

Os gráficos do período e altura significativa das ondas ao largo de Faro são apresentados nas Figuras 1.19 e 1.20, respectivamente. Observando o gráfico do período máximo das ondas ao largo de Faro (Figura 1.19), verifica-se durante a maior parte do ano, uma oscilação do período, de 7 a 13 s, sendo que no inverno, o período máximo das ondas pode atingir os 20 s.

Observando o gráfico da altura significativa das ondas ao largo de Faro na Figura 1.20, verifica-se, durante o período de inverno, uma altura significativa máxima de 5 m e um

período máximo de 20 s. Nos restantes períodos do ano, a altura significativas das ondas sofre uma oscilação de 0.3 a 1.5 m.

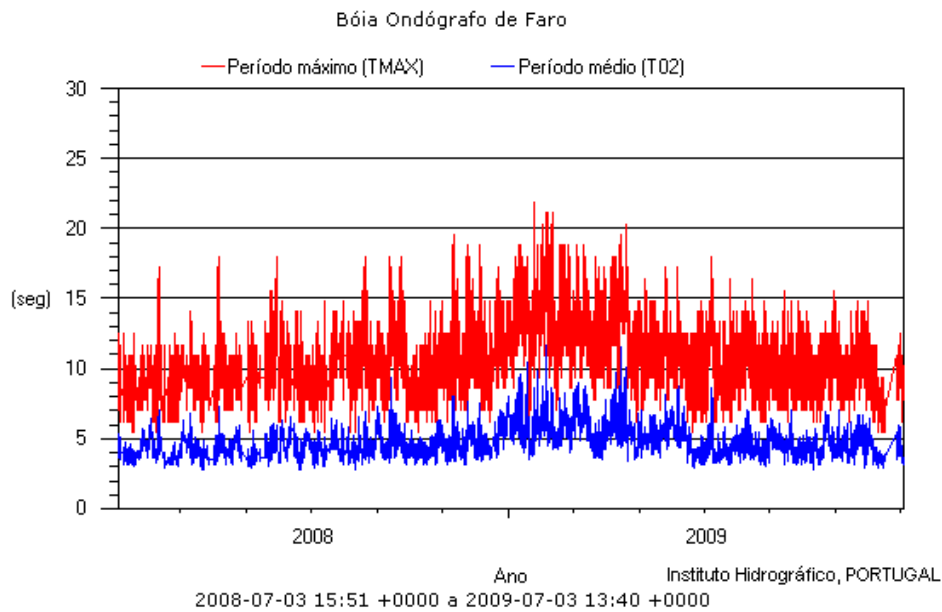


Figura 1.19 – Período médio e máximo ao longo de um ano das ondas ao largo de Faro [9].

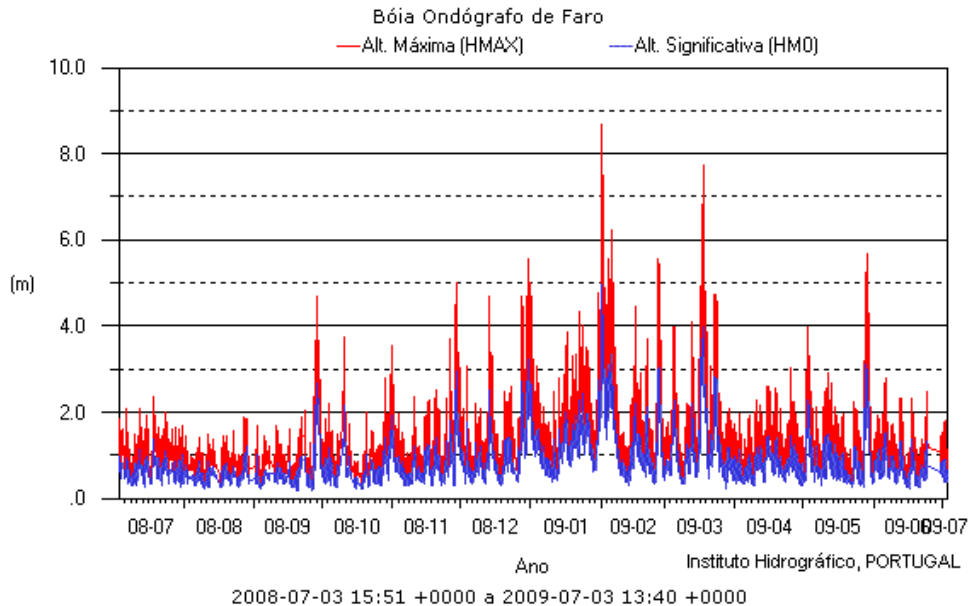


Figura 1.20 – Altura significativa e máxima ao longo de um ano das ondas ao largo de Faro [9].

Os gráficos do período e altura significativa das ondas ao largo de Sines são apresentados nas Figuras 1.21 e 1.22, respectivamente. Observando o gráfico do período

máximo das ondas ao largo de Sines (Figura 1.21), verifica-se, durante a maior parte do ano, uma oscilação do período de 7 a 15 s, mas no inverno, o período máximo das ondas pode atingir os 24 s.

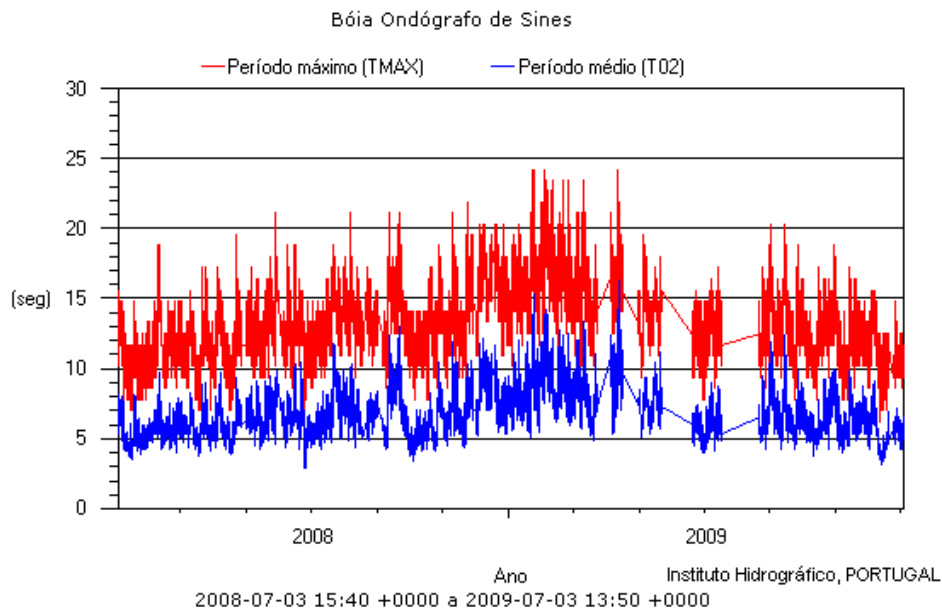


Figura 1.21 - Período médio e máximo ao longo de um ano das ondas ao largo de Sines [9].

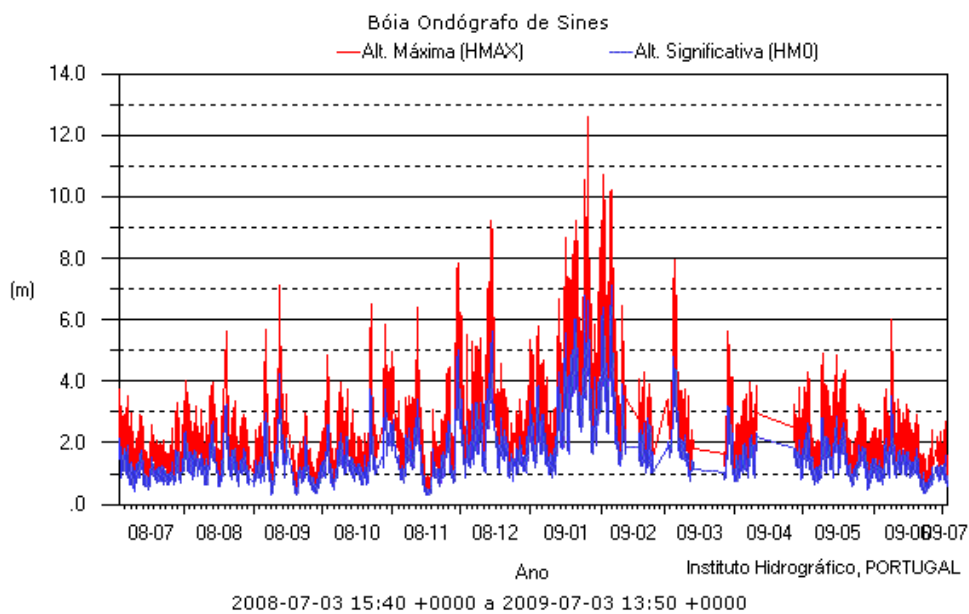


Figura 1.22 – Altura significativa e máxima ao longo de um ano das ondas ao largo de Sines [9].

Observando o gráfico da altura significativa das ondas ao largo de Sines (Figura 1.22), verifica-se, durante o período de inverno, uma altura significativa máxima de 7 m, e um período máximo das ondas que pode atingir os 24 s. Nos restantes períodos do ano, a altura significativas das ondas sofre uma oscilação de 0.5 a 3 m.

Os gráficos do período e altura significativa das ondas ao largo de Leixões são apresentados nas Figuras 1.23 e 1.24, respectivamente. Observando o gráfico do período máximo das ondas ao largo de Leixões (Figura 1.23), verifica-se, durante a maior parte do ano, uma oscilação do período de 8 a 17 s, mas no inverno, o período máximo das ondas pode atingir os 27 s.

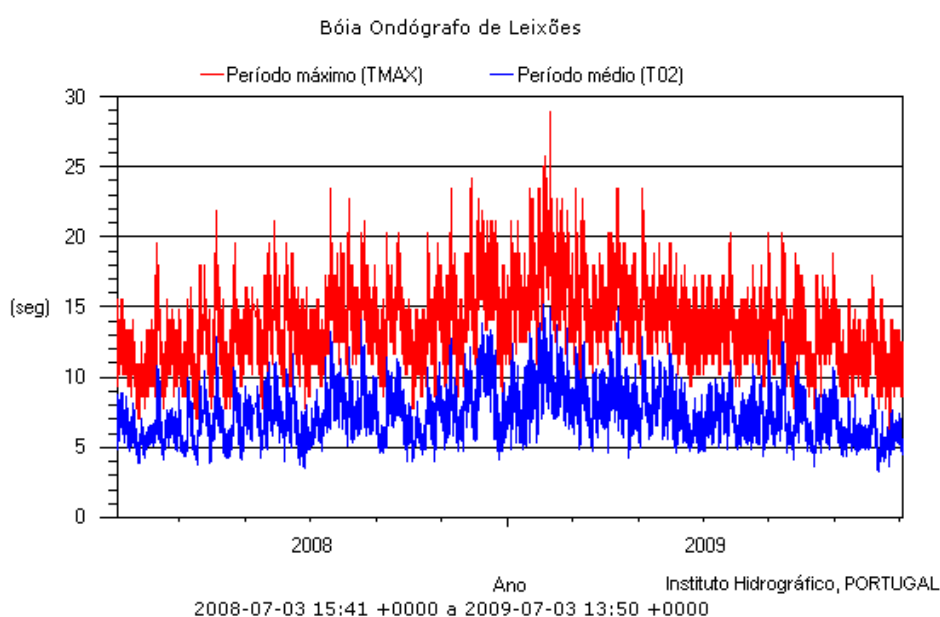


Figura 1.23 - Período médio e máximo ao longo de um ano das ondas ao largo de Leixões [9].

Observando o gráfico da altura significativa das ondas ao largo de Leixões (Figura 1.24), verifica-se, durante o período de inverno, uma altura significativa máxima de 8 m, e um período máximo das ondas que pode atingir os 27 s. Nos restantes períodos do ano, a altura significativas das ondas sofre uma oscilação de 1 a 3.5 m.

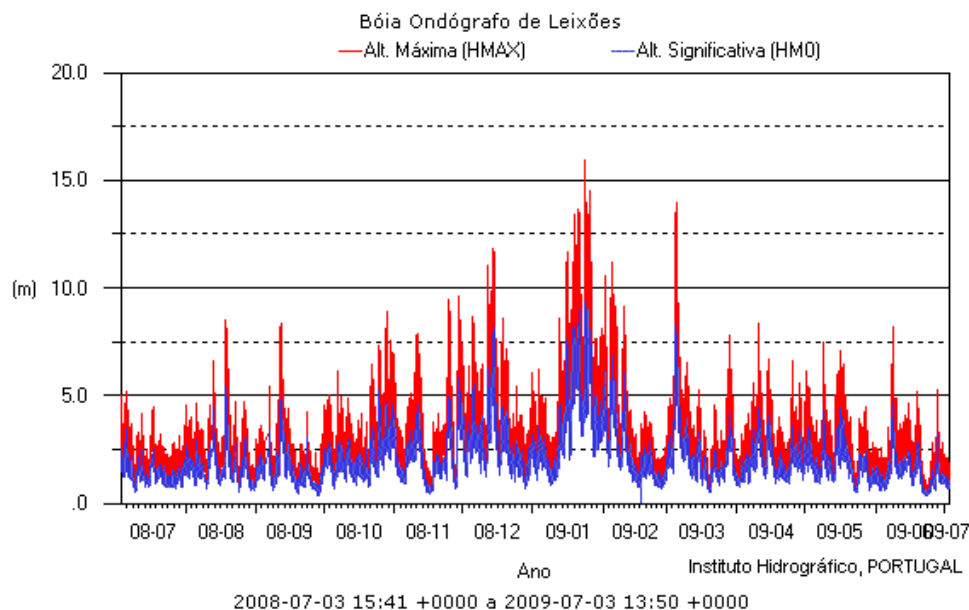


Figura 1.24 – Altura significativa e máxima ao longo de um ano das ondas ao largo de Leixões [9].

Das três localizações, cujos parâmetros das ondas foram analisados, verifica-se que na zona de Leixões ocorrem as ondas com maior amplitude e maior período. Da análise da expressão (1.9) verifica-se que a energia contida numa onda é tanto maior quanto o seu período e a sua amplitude. Logo é em Leixões que se verificam as ondas com maior energia. Contudo, a ocorrência de estados mais energéticos no oceano não significa que estes se mantenham por largos períodos de tempo.

Outra forma de analisar os parâmetros das ondas num determinado local consiste em organizar numa tabela ou gráfico de dispersão percentual/probabilístico, conforme exemplificado na Tabela 1.1, o número de ocorrências dos vários pares altura significativa da onda – período máximo da onda. Este tipo de representação permite determinar, de forma rápida, quais as amplitudes e períodos das ondas com maior prevalência numa determinada zona.

No caso particular da Tabela 1.1 verifica-se que as ondas com maior probabilidade de ocorrência possuem uma altura significativa de 1.0 a 1.5 m e um período máximo de 8 a 9 s.

Tabela 1.1 - Diagrama de distribuição da agitação marítima em Porto Cachorro, Pico, Açores [7].

Hs (m)	Tmax (s)									
	<6	6-7	7-8	8-9	9-10	10-11	11-12	12-13	13-14	>14
4.0-4.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.2	0.3	0.1	0.1	0.3	0.2
3.5-4.0	0.0	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.3	0.3	0.0	0.0
3.0-3.5	0.0	0.0	0.0	0.1	0.0	1.4	3.2	1.1	0.0	0.0
2.5-3.0	0.0	0.0	0.1	0.0	0.3	2.3	4.2	0.8	0.0	0.1
2.0-2.5	0.0	0.0	0.4	0.1	3.0	3.8	2.7	0.7	0.0	0.0
1.5-2.0	0.1	0.1	0.0	2.3	5.0	9.0	5.5	0.3	0.0	0.0
1.0-1.5	0.0	0.0	2.2	8.7	8.6	3.2	1.8	0.5	0.0	0.0
0.5-1.0	0.0	0.3	4.7	5.6	3.5	4.4	1.7	0.0	0.0	0.0
0.0-0.5	0.6	0.3	1.8	2.2	1.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

1.2.4. Classificação dos Dispositivos de Extracção de Energia das Ondas

Ao longo de várias décadas têm surgido diversos tipos de dispositivos de extracção de energia das ondas, que se encontram, actualmente, em vários níveis de desenvolvimento. Existem alguns critérios de classificação propostos para a distinção de dispositivos: de acordo com o local de instalação, ou em função do seu princípio de funcionamento.

Os dispositivos de extracção de energia das ondas podem ser instalados na costa, em águas pouco profundas, ou ao largo, em águas de maior profundidade. De acordo com a sua localização é habitual classificá-los em [7]:

- Dispositivos na linha da costa, ou de primeira geração;
- Dispositivos próximos da costa, assentes no fundo entre 10 a 25 m de profundidade, ou de segunda geração;
- Dispositivos ao largo, assentes no fundo entre 50 a 80 m de profundidade, ou de terceira geração.

Os dispositivos na linha da costa são instalados na costa, beneficiando de facilidade de instalação e manutenção e ausência de amarrações. Têm ainda a vantagem de não necessitarem de grandes comprimentos de cabos eléctricos submarinos. Por outro lado, beneficiam de um nível de potência média das ondas mais reduzido, em relação ao

largo, devido à dissipação de energia por rebentação e atrito no fundo, que pode ser compensada pelo fenómeno natural de compensação de energia (*hot spots*). A instalação destes dispositivos pode também ser limitada por vários requisitos como a geologia da costa, variação das marés ou impacto ambiental, sobretudo visual [7].

Os dispositivos flutuantes instalados ao largo da costa, além de permitirem explorar mais plenamente o recurso energético em águas de maior profundidade ($> 40m$), apresentam menos restrições quanto à sua localização e têm menor impacto visual [7]. Contudo, apresentam dificuldades relacionadas principalmente com a sua manutenção, transporte de energia para terra e processos de ancoragem ao fundo [1,7].

Adicionalmente, os dispositivos conversores de energia das ondas também podem ser classificados de acordo com o seu princípio de funcionamento [10]:

- Coluna de Água Oscilante (CAO) – as ondas provocam a subida e descida da coluna de água, que por sua vez pressuriza e despressuriza uma coluna de ar. A energia é extraída do fluxo de ar oscilante resultante, através de uma turbina de Wells (turbina bidireccional);
- Dispositivos de Elevação (DE) – as ondas são ‘conduzidas’ para um reservatório acima do nível do mar, que armazena a água. A energia potencial, devido à diferença entre o nível de água no reservatório e a superfície do oceano, é extraída através de turbinas Kaplan de baixo caudal;
- Corpos Activados por Ondas (CAPO) – as ondas provocam os movimentos oscilatórios de componentes de um dispositivo relativamente aos restantes componentes do mesmo dispositivo, ou de um componente relativamente a uma referência fixa. Os principais movimentos oscilatórios identificados são o deslocamento vertical, a inclinação, e a rotação. Neste tipo de sistemas, quando existe movimento linear, podem ser utilizados geradores lineares. Quando o movimento é não linear (inclinação ou rotativo) são, geralmente, utilizados geradores rotativos associados a mecanismos hidráulicos de conversão de movimento.

Os corpos activados por ondas podem ser ainda distribuídos por subgrupos, de acordo com o movimento principal da componente flutuante [10] (deslocamento vertical, inclinação, e rotação). Os movimentos devido a vagas (ondulação grande), balanço, ou rotação em torno do eixo vertical não são desejáveis para extracção de energia das

ondas [10], sendo, nalguns casos, necessário tomar medidas construtivas para a minimização da sua influência no dispositivo.

Na Figura 1.25 é apresentada uma esquematização dos dispositivos conversores de energia das ondas, em função da sua localização e movimentos.

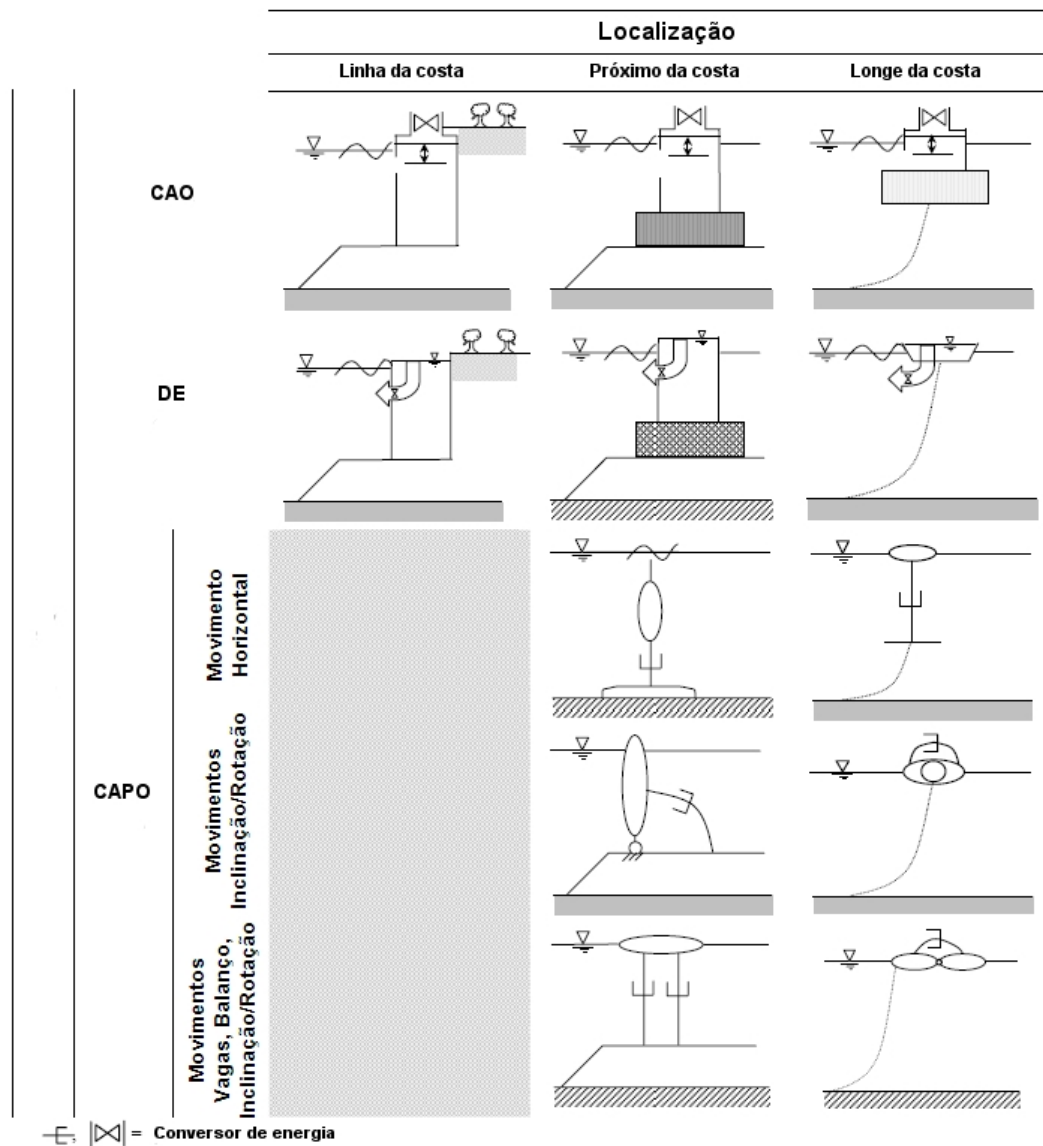


Figura 1.25 - Esquematização dos dispositivos conversores de energia das ondas, em função da sua localização e movimentos [10].

Alternativamente, os dispositivos conversores de energias as ondas também podem ser classificados em função da sua capacidade de extrair energia de uma ou múltiplas

direcções de frente de onda. Assim, podem ser agrupados de acordo com a sua ‘característica direccional’ em [10]:

- Absorvedor Pontual – um absorvedor pontual é relativamente pequeno comparado com o comprimento de onda, sendo capaz de capturar energia de uma frente de onda maior do que o elemento absorvedor;
- Terminador – um terminador tem o seu eixo principal paralelo à crista da onda e termina a onda (a onda não passa pelo aparelho). A eficácia do dispositivo é determinada pela razão entre as ondas reflectidas e as ondas transmitidas;
- Atenuador – um atenuador possui o seu eixo principal paralelo à direcção da onda (perpendicular à crista da onda), e converte a energia devido ao movimento relativo dos componentes do dispositivo à medida que a onda passa pelo mesmo.

Dos vários tipos de conversor de energia mencionados anteriormente, apenas o absorvedor pontual possui a capacidade de capturar energia de ondas vindas de qualquer direcção, ao passo que os dispositivos do tipo terminador e atenuador devem ser orientados na direcção de ondas predominante no local.

A Tabela 1.2 [10] relaciona os três principais tipos de classificação (localização, princípio de funcionamento, e característica direccional), apresentando-se os princípios de operação possíveis em função da localização e das características direccionais.

Tabela 1.2 – Princípios de funcionamento possíveis em função da localização e característica direccional [9].

		Característica Direccional		
		Absorvedor Pontual	Terminador	Atenuador
Localização	Na linha da costa		CAO, DE	
	Próximo da costa	CAPO	CAO, DE, CAPO	CAPO
	Ao largo da costa	CAPO	CAO, DE, CAPO	CAPO

Na linha da costa apenas são possíveis dispositivos do tipo terminador, ou seja, colunas de água oscilante e dispositivos de elevação. Próximo da costa e ao largo da costa, absorvedores pontuais e atenuadores só podem ser do tipo CAPO, enquanto os terminadores podem possuir qualquer dos três tipos de funcionamento.

1.3. Objectivos

A presente dissertação tem como objectivos o estudo e desenvolvimento de um dispositivo de terceira geração, ou seja, destinado a ser instalado ao largo da costa. O dispositivo consiste, essencialmente, num elemento flutuador (bóia), que contém no seu interior todos os elementos necessários à conversão da energia mecânica em energia eléctrica [12], conforme esquematizado na Figura 1.26.

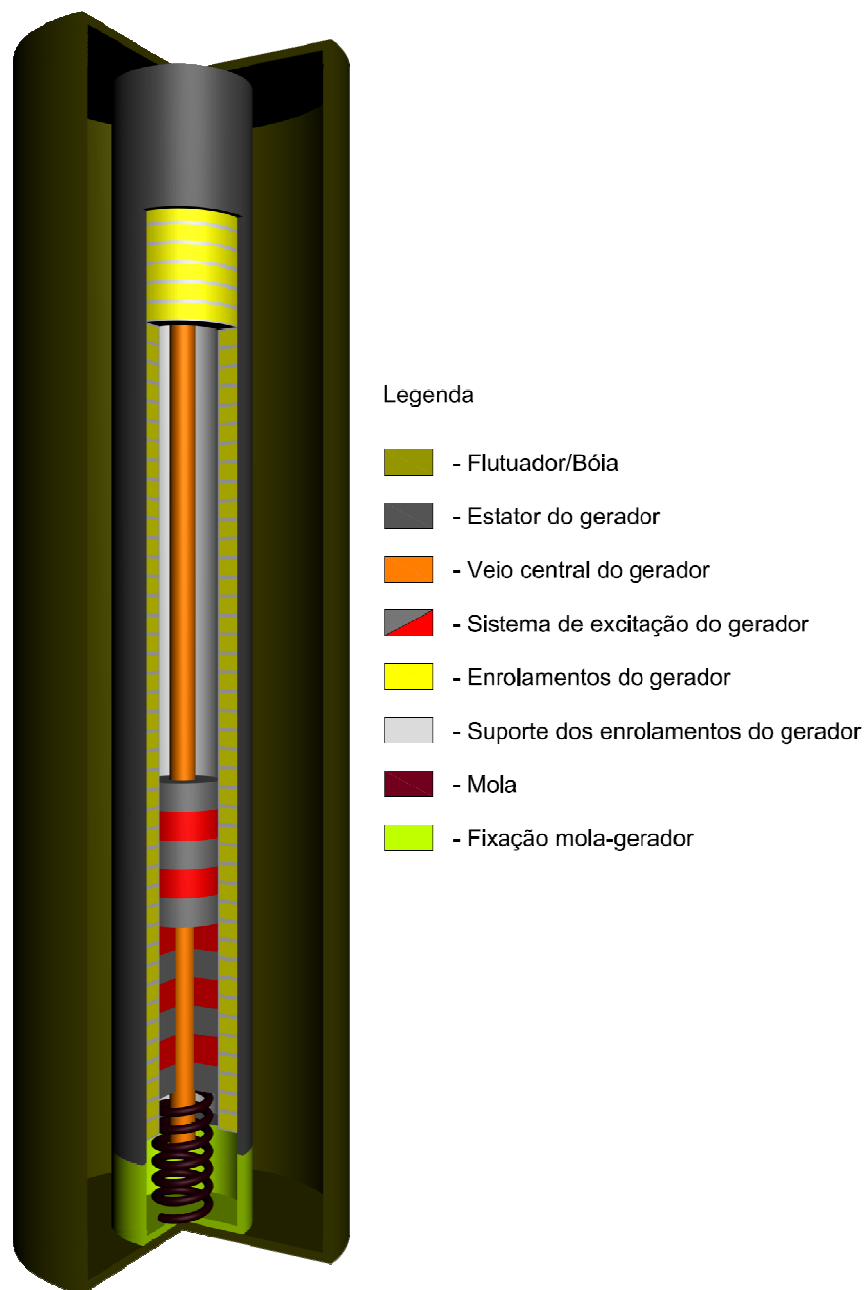


Figura 1.26 – Esquematização do sistema proposto para extracção de energia das ondas.

No interior da bóia, encontra-se um gerador linear tubular de magnetos permanentes, de estator fixo. O sistema de excitação com magnetos permanentes, desliza ao longo de um veio central devido à inércia da sua massa quando a bóia se move, por acção do movimento da superfície do mar. A amplitude da sua oscilação é condicionada por uma mola, que também assegura o seu retorno.

O sistema destina-se a ser ancorado ao leito marinho por um único cabo de amarração, que servirá de guia ao cabo eléctrico submarino, responsável pelo transporte da energia eléctrica. A monitorização de um sistema deste tipo poderá vir a ser feita através de radiocomunicações, ou de fibra óptica.

Como elemento gerador de energia eléctrica, propõe-se a utilização de uma máquina linear tubular de magnetos permanentes (síncrona), de magnetização axial, e sem dentes no estator.

O facto de a máquina não possuir dentes confere-lhe várias vantagens. A primeira é a possibilidade de aumentar o raio do rotor/veio, devido ao aumento do espaço disponível para o cobre dos enrolamentos, devido à eliminação dos dentes [11]. Alternativamente, pode aumentar-se a quantidade de cobre nos enrolamentos, aumentando-se assim a corrente total, para a mesma densidade de corrente. Contudo, este aumento de corrente não deve ser exagerado, pois com a eliminação dos dentes perde-se um veículo de arrefecimento [11]. O conteúdo harmónico também é inferior, assim como as oscilações no binário/força. Numa máquina deste género também pode ser utilizado aço laminado de qualidade inferior, devido à baixa densidade de fluxo magnético no núcleo do estator. No caso de máquinas de baixa velocidade, o núcleo nem necessita de ser laminado, a não ser que a máquina seja utilizada com inversores electromagneticamente ruidosos (que produzam harmónicos de considerável amplitude). No entanto, a eliminação dos dentes na máquina só é possível devido à utilização de magnetos permanentes de elevada densidade de energia magnética [11].

O facto de a máquina proposta ser linear tubular também confere vantagens ao sistema, nomeadamente, a sua fácil construção, e a eliminação da necessidade de utilizar órgãos de conversão de movimento, como seria no caso da utilização de um gerador rotativo, o que diminui as perdas mecânicas e aumenta a fiabilidade.

1.4. Estrutura da Dissertação

Na introdução (capítulo 1) apresenta-se a situação energética da União Europeia, particularizando-se o caso de Portugal. Referem-se as fontes energéticas alternativas, renováveis, que poderão ser exploradas, indicando-se a energia das ondas oceânicas como uma das mais promissoras. Caracteriza-se, matematicamente, a onda oceânica linear. Após uma breve classificação dos dispositivos conversores de energia das ondas, são apresentados os objectivos de trabalho, que serão desenvolvidos ao longo da dissertação.

No capítulo 2 são apresentados todos os cálculos efectuados para o dimensionamento da máquina eléctrica, com destaque para a utilização da análise com elementos finitos.

No capítulo 3 é desenvolvido e apresentado o modelo matemático que descreve o comportamento dinâmico do sistema mecânico bóia-gerador. É dimensionada uma bóia (elemento flutuador). Para o gerador são apresentados e analisados dois modelos distintos. Na primeira abordagem é encontrado o modelo de um gerador de corrente contínua equivalente à máquina projectada. Na segunda abordagem é apresentado o modelo convencional da máquina eléctrica síncrona, mas com a particularidade de não se expandirem as equações diferenciais da máquina (devido à utilização de elementos finitos).

No capítulo 4 é analisada a resposta dinâmica do sistema (bóia e gerador), quando excitado por uma onda linear. Nessa análise inclui-se também o estudo do sistema em função da carga eléctrica, de forma a encontrar o melhor regime de funcionamento do sistema.

No capítulo 5 é discutida a construção e ensaio da máquina eléctrica projectada para o dispositivo conversor de energia das ondas. Neste ponto são comparados os dados de projecto e os dados do protótipo.

No capítulo 6 são reunidas as conclusões realizadas ao longo da dissertação, resumindo-se os pontos mais relevantes. São também apresentadas sugestões para trabalho futuro.

Na secção de apêndices são compilados os dados mais relevantes da máquina eléctrica projectada. Apresentam-se também os diagramas de blocos em Simulink do modelo dinâmico do sistema de extracção e conversão de energia das ondas.

2. Dimensionamento da Máquina Eléctrica

Neste capítulo são apresentados os cálculos efectuados para o dimensionamento da máquina em estudo, e que servem de base ao programa de dimensionamento, elaborado em ambiente Matlab. Este programa é responsável pelo dimensionamento do circuito magnético, e dos enrolamentos. Executa também algumas simulações/cálculos, nomeadamente a queda de tensão aos terminais da máquina, em vazio, e, a curva característica da força. O programa regista todas os dados relacionados com a construção da máquina num ficheiro de texto.

O dimensionamento da máquina fundamenta-se em expressões analíticas, e em dados obtidos a partir de simulações, recorrendo a uma ferramenta de análise por elementos finitos. Este método de trabalho, que tem crescido nos últimos anos, permite obter resultados mais precisos, ao mesmo tempo que se elimina a necessidade de utilizar complexos modelos matemáticos. O único inconveniente deste método é a sua morosidade, que aumenta com a precisão pretendida (o presente programa possui um tempo de execução de cerca de 100 minutos numa máquina com processador Centrino 1.73 GHz e 1.5 GB de memória RAM).

2.1. Tipologia da Máquina

A tipologia da máquina a estudar e desenvolver é do tipo linear tubular síncrona de magnetos permanentes, com magnetização axial. Na Figura 2.1 ilustra-se a máquina estudada em corte longitudinal, indicando-se a numeração dos pólos (P) e dos magnetos permanentes (M). Embora estejam representados na Figura 2.1 a totalidade dos magnetos permanentes e pólos da máquina eléctrica, os enrolamentos não estão, devido ao seu elevado número (54 bobinas).

O sistema de excitação da máquina é constituído por magnetos de magnetização axial, colocados entres peças de material ferromagnético, que constituem os pólos da

máquina. Os magnetos e peças polares são colados formando uma peça única que desliza sobre um veio de material não ferromagnético, fixo a uma estrutura. O estator da máquina é do tipo sem dentes, sendo os enrolamentos suportados por carretos feitos de material sintético do tipo plástico (PVC, Teflon, etc). Os enrolamentos são constituídos por vários conjuntos trifásicos colocados em série, com as bobinas contíguas enroladas em sentido oposto umas relativamente às outras, como se pode observar na Figura 2.1, denotado pelos sinais positivos e negativos. O núcleo magnético é constituído por material ferromagnético, não laminado.

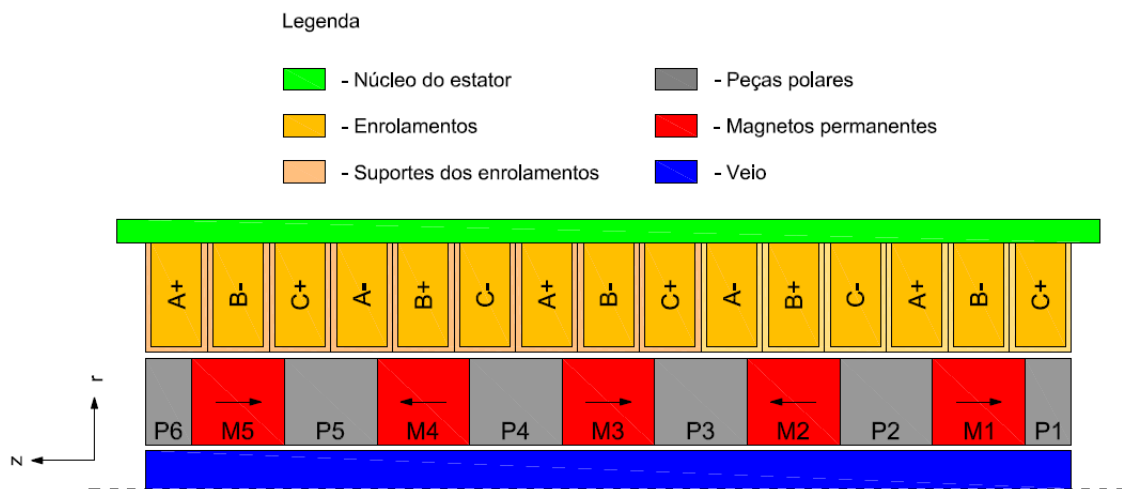


Figura 2.1 – Corte longitudinal da máquina eléctrica proposta.

Apesar de se afirmar que a máquina é trifásica, na realidade cada bobina constitui uma fase independente da máquina ligada a uma ponte rectificadora, como se pode observar na Figura 2.2. Assim, quando se afirma que a máquina é trifásica está-se a indicar o desfasamento eléctrico entre bobinas contíguas. Alternativamente, os enrolamentos do gerador também poderiam ser ligados em série, de acordo com o diagrama da Figura 2.2.

A primeira configuração tem a desvantagem de exigir uma ponte rectificadora com um elevado número de componentes, ao passo que a segunda configuração apenas requer uma ponte trifásica. Contudo, a primeira configuração não apresenta determinados problemas relativos a perdas resistivas que existem na segunda configuração, como será explicado no decurso deste capítulo.

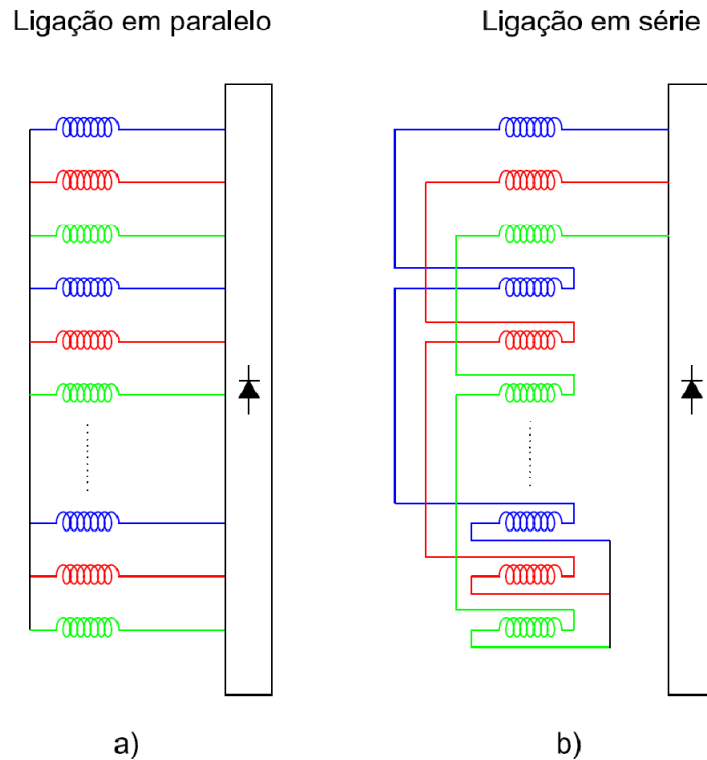


Figura 2.2 – Configurações possíveis para ligação dos enrolamentos do gerador.

2.2. Circuito Magnético Equivalente

Devido a limitações de ordem financeira, foram adquiridos magnetos permanentes com dimensões pré-definidas, com espessura reduzida, de forma a colocá-los em série para formar o magneto pretendido. Como os diâmetros internos e externos dos magnetos estão pré-definidos, apenas é possível dimensionar o seu comprimento. Tal é conseguido reduzindo o circuito magnético de um bloco/porção da máquina a um circuito eléctrico equivalente, como se pode observar na Figura 2.3. Neste circuito equivalente, admite-se que o fluxo magnético circula por dois caminhos possíveis: um caminho de fugas através do veio da máquina, e um caminho através dos enrolamentos e do núcleo do estator. Desprezam-se, assim, os vários caminhos de fuga de fluxo magnético no entreferro magnético. Verificar-se-á, no entanto, no decurso deste ponto, que a metodologia adoptada permite obter um dimensionamento do magneto permanente que se pode considerar perfeitamente aceitável.

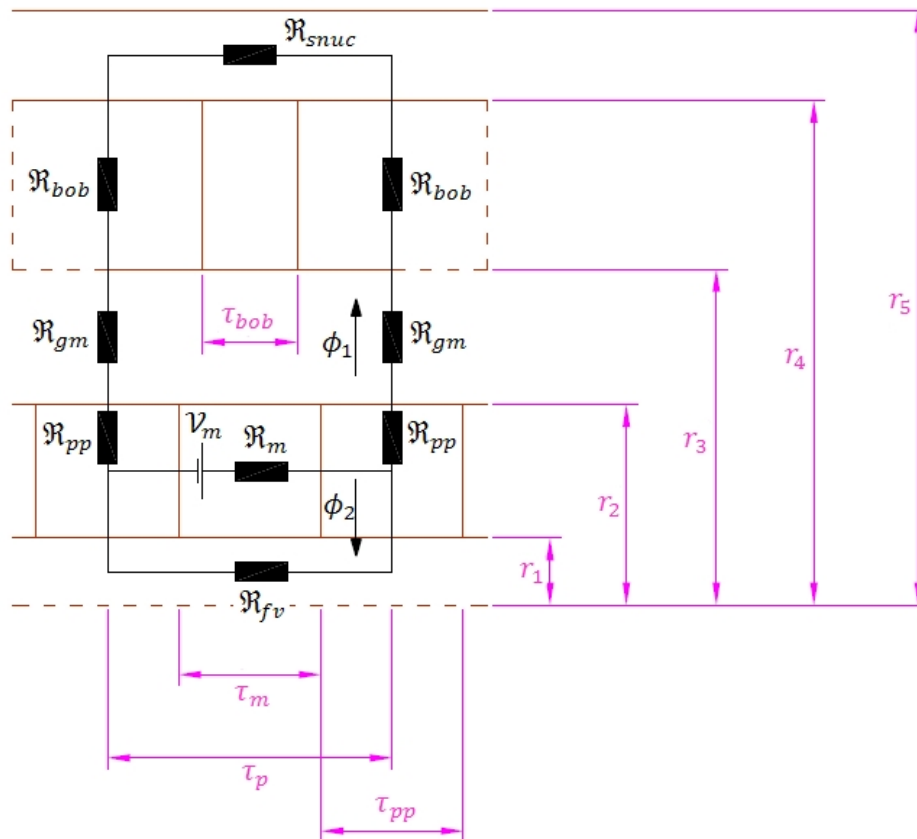


Figura 2.3 – Circuito equivalente de um bloco da máquina elétrica.

Onde:

- \mathcal{R}_m - Relutância magnética do magneto
- \mathcal{V}_m - Queda de tensão magnética equivalente do magneto
- \mathcal{R}_{pp} - Relutância magnética da peça polar
- \mathcal{R}_{gm} - Relutância magnética do entreferro mecânico
- \mathcal{R}_{bob} - Relutância magnética do enrolamento
- \mathcal{R}_{snuc} - Relutância magnética do núcleo do estator
- \mathcal{R}_{fv} - Relutância magnética de fugas no veio
- ϕ_1 - Fluxo magnético de fugas no entreferro + fluxo magnético no estator
- ϕ_2 - Fluxo magnético de fugas no veio
- τ_m - Passo do magneto
- τ_p - Passo polar
- τ_{pp} - Passo da peça polar
- τ_{bob} - Passo da bobina
- r_1 - Raio interior dos magnetos/peças polares

- r_2 - Raio exterior dos magnetos/peças polares
- r_3 - Raio interior dos enrolamentos
- r_4 - Raio exterior dos enrolamentos
- r_5 - Raio exterior do núcleo do estator

Sabendo que a relutância magnética de um determinado circuito magnético é função do comprimento l do mesmo circuito, da sua permeabilidade absoluta μ , e da secção normal ao fluxo magnético A , conforme descrito através da expressão (2.1), é possível calcular analiticamente as relutâncias magnéticas aproximadas, propostas no modelo da Figura 2.3.

$$\mathfrak{R} = \frac{l}{\mu A} \quad (2.1)$$

A relutância do magneto permanente calcula-se através da expressão (2.2), onde B_r corresponde à densidade de fluxo remanescente do magneto, e H_c corresponde à intensidade de campo coercivo do magneto.

$$\mathfrak{R}_m = \frac{\tau_m}{\frac{B_r}{H_c} \pi (r_2^2 - r_1^2)} \quad (2.2)$$

A relutância de fugas do veio é dada pela expressão (2.3), onde μ_{veio} representa a permeabilidade magnética relativa do material do qual é constituído o veio da máquina (por exemplo, alumínio).

$$\mathfrak{R}_{fv} = \frac{\tau_p}{\mu_0 \mu_{veio} \pi r_1^2} \quad (2.3)$$

A relutância do núcleo magnético do estator é expressa por (2.4), onde μ_{snuc} representa a permeabilidade relativa do material do qual é constituído o núcleo do estator (por exemplo, aço ferromagnético).

$$\mathfrak{R}_{snuc} = \frac{\tau_p}{\mu_0 \mu_{snuc} \pi (r_5^2 - r_4^2)} \quad (2.4)$$

A relutância do entreferro mecânico é uma relutância magnética cuja secção normal ao fluxo magnético varia ao longo do caminho desse mesmo fluxo. Assim, pode descrever-se essa relutância, de uma forma geral, com a expressão (2.5).

$$\mathfrak{R} = \int \frac{l}{\mu A} dA \quad (2.5)$$

Substituindo na expressão (2.5) os dados relativos ao entreferro mecânico, a relutância do mesmo é dada pela expressão (2.6).

$$\mathfrak{R}_{gm} = \int_{r_2}^{r_3} \frac{1}{\mu_0 \mu_{ar} 2\pi r \tau_{pp}} dr = \frac{1}{\mu_0 \mu_{ar} 2\pi \tau_{pp}} \ln \left(\frac{r_3}{r_2} \right) \quad (2.6)$$

À semelhança da relutância do entreferro mecânico, também a relutância das peças polares é do tipo descrito pela expressão (2.5). Assim, a relutância radial de uma peça polar é dada pela expressão (2.7), onde μ_{pp} representa a permeabilidade relativa do material do qual é constituída a peça polar.

$$\mathfrak{R}_{pp} = \int_{r_1}^{r_2} \frac{1}{\mu_0 \mu_{pp} 2\pi r \tau_{pp}} dr = \frac{1}{\mu_0 \mu_{pp} 2\pi \tau_{pp}} \ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right) \quad (2.7)$$

Também a relutância magnética dos enrolamentos é do tipo descrito pela expressão (2.5). Note-se que os enrolamentos da máquina não são constituídos unicamente por condutor de cobre, mas sim por uma mistura de ar e cobre. Contudo, a permeabilidade do cobre é aproximadamente igual à permeabilidade do ar, pelo que a relutância radial do enrolamento sob acção de um pólo é dada pela expressão (2.8).

$$\mathfrak{R}_{bob} = \int_{r_3}^{r_4} \frac{1}{\mu_0 \mu_{Cu} 2\pi r \tau_{pp}} dr = \frac{1}{\mu_0 \mu_{Cu} 2\pi \tau_{pp}} \ln \left(\frac{r_4}{r_3} \right) \quad (2.8)$$

Devido ao facto de a curva de desmagnetização do magneto permanente ser do tipo linear, a fonte de tensão equivalente do magneto permanente \mathcal{V}_m é dada pela expressão (2.9) [13], onde H_c corresponde à intensidade de campo coercivo do magneto.

$$\mathcal{V}_m = H_c \tau_m \quad (2.9)$$

O passo das peças polares é igual ao passo dos magnetos, para efeito de simplificação do dimensionamento. Contudo, poderiam ser exploradas outras relações, de forma a investigar o efeito na força produzida e conteúdo harmónico da corrente nos enrolamentos. Obtém-se, assim, a relação entre os passos dos magnetos e das peças polares (2.10), bem como o passo polar (2.11). Como cada conjunto trifásico de enrolamentos deve estar contido num par polar da máquina, também o passo de bobina é função do passo dos magnetos permanentes (2.12).

$$\tau_{pp} = \tau_m \quad (2.10)$$

$$\tau_p = \tau_m + \tau_{pp} \quad (2.11)$$

$$\tau_{bob} = \frac{\tau_p}{3} \quad (2.12)$$

Tendo sido definidos todos os elementos do circuito equivalente em função das propriedades e dimensões dos materiais, podem ser escritas as equações que descrevem o circuito. Assim, utilizando a da *Lei de Kirschhoff das Tensões*, obtemos o sistema de equações (2.13), onde ϕ_m representa o fluxo magnético total do magneto permanente.

$$\left\{ \begin{array}{l} -\mathcal{V}_m + \mathfrak{R}_m(\phi_1 + \phi_2) + 2\mathfrak{R}_{pp}\phi_1 + 2\mathfrak{R}_{gm}\phi_1 + 2\mathfrak{R}_{bob}\phi_1 + \mathfrak{R}_{snuc}\phi_1 = 0 \\ -\mathcal{V}_m + \mathfrak{R}_m(\phi_1 + \phi_2) + \mathfrak{R}_{fv}\phi_2 = 0 \\ \phi_m = \phi_1 + \phi_2 \end{array} \right. \quad (2.13)$$

Resolvendo o sistema de equações (2.13) em função dos fluxos magnéticos, obtemos as expressões (2.14), (2.15), e (2.16).

$$\phi_1 = \frac{\mathcal{V}_m \left(1 - \frac{\mathfrak{R}_m}{\mathfrak{R}_m + \mathfrak{R}_{fv}} \right)}{\mathfrak{R}_m + 2\mathfrak{R}_{pp} + 2\mathfrak{R}_{gm} + 2\mathfrak{R}_{bob} + \mathfrak{R}_{snuc} - \frac{\mathfrak{R}_m^2}{\mathfrak{R}_m + \mathfrak{R}_{fv}}} \quad (2.14)$$

$$\phi_2 = \frac{\mathcal{V}_m - \mathfrak{R}_m\phi_1}{\mathfrak{R}_m + \mathfrak{R}_{fv}} \quad (2.15)$$

$$\phi_m = \phi_1 + \phi_2 \quad (2.16)$$

Na Tabela 2.1 são indicados os parâmetros iniciais da máquina: dimensões, e propriedades dos materiais utilizados.

Tabela 2.1 – Dados iniciais da máquina eléctrica.

Símbolo	Descrição	Valor
Dimensões da Máquina		
r_1	Raio interior dos magnetos/peças polares, ou raio exterior do veio	7.5 mm
r_2	Raio exterior dos magnetos/peças polares	22.5 mm
r_3	Raio interior dos enrolamentos (desprezando a existência do suporte de bobina)	23.5 mm
r_{4init}	Raio exterior dos enrolamentos (valor inicial)	33.5 mm
Propriedades dos Materiais		
B_r	Densidade de fluxo remanescente do magneto permanente	1.33 T
H_c	Intensidade de campo coercivo do magneto permanente	926 kA/m
μ_0	Permeabilidade magnética do vazio	$4\pi \times 10^{-7} H/m$
μ_{ar}	Permeabilidade magnética relativa do ar	1
μ_{Cu}	Permeabilidade magnética relativa do cobre	$\cong 1$
μ_{Fe}	Permeabilidade magnética relativa do aço 1006	1404
μ_{Al}	Permeabilidade magnética relativa do alumínio	1
μ_{Ny}	Permeabilidade magnética relativa do nylon	1
ρ_{NdFeB}	Densidade do NdFeB	7500 kg/m ³
ρ_{Fe1006}	Densidade do aço 1006	7872 kg/m ³
ρ_{Cu}	Densidade do cobre ou resistividade eléctrica do cobre (depende do contexto)	8960 kg/m ³ $\frac{1}{58 \times 10^6} \Omega m^2/m$
ρ_{Al}	Densidade do alumínio	2700 kg/m ³
σ_{AlUTS}	Máxima força tênsil do alumínio	2700 MPa
Outros		
B_{snuc}	Máxima densidade de fluxo no núcleo do estator	1.3 T
v_{medGen}	Velocidade média de funcionamento do gerador	0.5 m/s
-	Número de conjuntos trifásicos de enrolamentos	18
-	Número de magnetos permanentes	5
fp	Factor de preenchimento dos enrolamentos (pretendido)	0.65
E_{cbob}	Espessura das paredes do suporte de bobinas	1 mm
J	Densidade de corrente nos enrolamentos	3 MA/m ²

Observando atentamente as várias expressões das relutâncias magnéticas do circuito, facilmente se deduz que apenas deveria ser considerada metade da peça polar da máquina, pois passam por cada peça polar as linhas de fluxo de dois magnetos contíguos, e neste circuito apenas se considera um magneto. Contudo, parte-se do princípio, errado, que todo o fluxo magnético que passa pela peça polar se fecha pelo núcleo do estator. Na realidade, parte desse fluxo constitui o fluxo de fugas no entreferro, pelo que não abraça as bobinas na totalidade. No entanto, através de simulações, chegou-se à conclusão que, para efeitos de dimensionamento dos magnetos, o circuito equivalente proposto produz resultados com um bom grau de aproximação.

2.3. Dimensionamento do Núcleo Magnético do Estator

A espessura do núcleo ferromagnético do estator depende do fluxo magnético. Contudo, antes do dimensionamento dos magnetos permanentes da máquina pode parecer ser impossível dimensionar o núcleo do estator. No entanto, dimensionando os magnetos permanentes de modo a operar no ponto de máxima densidade de energia magnética, ou perto deste (ao máximo produto energético corresponde à máxima energia no entreferro da máquina [13]), sendo conhecida a curva de desmagnetização, e a secção normal ao fluxo magnético, é possível determinar aproximadamente o fluxo magnético que atravessa o núcleo do estator.

Os magnetos utilizados nesta máquina são de Neodímio Ferro Boro N42 (NdFeB), com uma curva de desmagnetização linear, descrita pela função (2.17).

$$B_m = -\frac{B_r}{H_c} H_m + B_r \quad (2.17)$$

Calculando o produto energético do magneto ($B_m \times H_m$) no domínio da função (2.17) $H_m \in [-H_c, 0]$, conclui-se que o máximo produto energético para este tipo de magneto ocorre no ponto $(0.6650 T, -463000 A/m)$. No gráfico da Figura 2.4 pode ser

observada a curva de desmagnetização dos magnetos utilizados, com a indicação do seu ponto ideal de funcionamento.

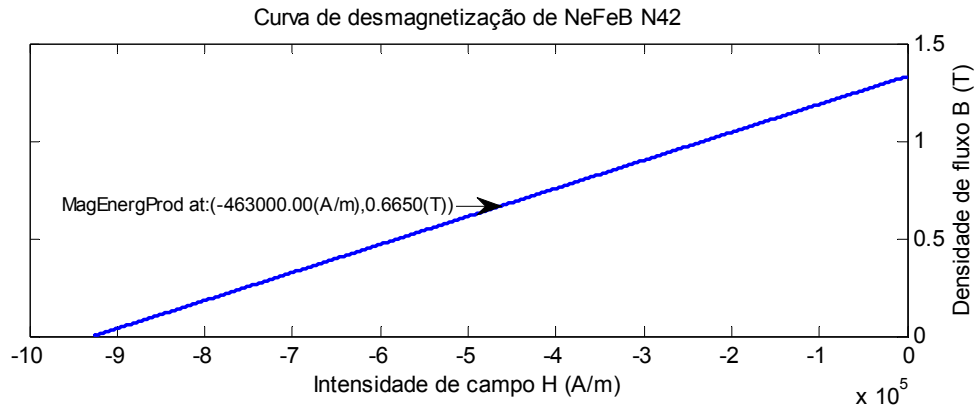


Figura 2.4 – Curva de desmagnetização dos magnetos permanentes utilizados na máquina eléctrica.

O fluxo magnético que atravessa o magneto neste ponto de funcionamento é dado pela expressão (2.18).

$$\phi_m = B_m A_m = B_m \pi (r_2^2 - r_1^2) \quad (2.18)$$

Admitindo que não existem fugas de fluxo magnético, a totalidade do fluxo produzido pelo magneto permanente atravessa o núcleo do estator, pelo que a sua secção axial pode ser escrita em função do fluxo magnético, e da máxima densidade de fluxo admissível no núcleo do estator, através da expressão (2.19).

$$\pi (r_5^2 - r_4^2) = \frac{\phi_m}{B_{snuc}} \quad (2.19)$$

Desenvolvendo a expressão (2.19) de forma a incluir (2.18), obtém-se o raio exterior da máquina r_5 através da expressão (2.20), em função do ponto de funcionamento do magneto e da máxima densidade de fluxo admissível no núcleo do estator.

$$r_5 = \sqrt{\frac{B_m (r_2^2 - r_1^2)}{B_{snuc}} + r_4^2} \quad (2.20)$$

Admitindo que $B_{snuc} = 1.3 T$, e, utilizando os restantes dados iniciais, obtém-se uma espessura mínima do estator ($r_5 - r_4$) de $3.2756 mm$, tendo sido adoptada uma espessura de $4 mm$.

Optou-se por realizar o núcleo da máquina em material maciço, ao invés de material ferromagnético laminado. Tal deve-se ao facto da máquina funcionar a velocidades extremamente baixas ($0 - 0.5 m/s$), o que implica baixas frequências nas correntes nos enrolamentos. Isto é, as correntes de Foucault no núcleo do estator são quase nulas. Por outro lado, uma possível fonte de correntes de Foucault no estator é o inversor de tensão responsável por interligar o gerador à rede, devido à comutação dos semicondutores. No entanto, essas perdas podem ser reduzidas através dum bom dimensionamento do filtro à entrada do inversor. Assim, e como um núcleo laminado apresenta um custo muito superior a um núcleo maciço, optou-se pela última solução.

2.4. Dimensionamento dos Magnetos Permanentes

O dimensionamento dos magnetos permanentes é efectuado para que os mesmos operem no ponto de máxima energia magnética, ou em torno dele. Para o efeito, são utilizadas as equações (2.10), (2.11), e (2.12), considerando que o passo dos magnetos está contido no intervalo $[4,50]mm$, em passos de $0.01 mm$. Para cada um dos valores do intervalo atrás referido, é calculada a energia magnética do magneto permanente, utilizando as expressões (2.16) e (2.17). Escolhe-se, assim, o comprimento do magneto que proporciona um maior produto energético, neste caso $\tau_m = 13.98 mm$. Contudo, esse mesmo comprimento está condicionado às dimensões dos magnetos individuais que foram adquiridos, pelo que o passo seleccionado é de $16 mm$.

2.5. Dimensionamento do Raio Exterior da Máquina

No dimensionamento da espessura do núcleo ferromagnético do estator, bem como do passo dos magnetos permanentes, foi arbitrado um valor inicial para o raio exterior dos enrolamentos r_4 . Este valor resultou de várias simulações com elementos finitos para esta tipologia de máquina. O aumento deste raio não altera substancialmente o ponto de funcionamento dos magnetos permanentes, como se verá mais adiante, permitindo otimizar os enrolamentos da máquina. Assim, pode proceder-se à optimização da força electromagnética desenvolvida (em regime motor) ou da energia eléctrica produzida (em regime gerador), em função de r_4 .

Assim, foram estudadas duas estratégias de cálculo para o raio exterior dos enrolamentos. Estas estratégias passam pela optimização da força desenvolvida pela máquina em regime motor e pela optimização das perdas resistivas nos enrolamentos. Apesar de se ter optado pela optimização através da força desenvolvida, apresentam-se as duas estratégias supra mencionadas.

Os cálculos são realizados utilizando um programa de análise por elementos finitos (FEMM), ou com recurso a dados por ele fornecido. Poderia ser utilizado o circuito equivalente desenvolvido no ponto 2.2, mas este apenas fornece resultados fíáveis para o dimensionamento dos magnetos permanentes, e não para o fluxo que abraça as bobinas.

2.5.1. Optimização da Força Desenvolvida

Na estratégia de optimização da força desenvolvida, faz-se variar o raio exterior dos enrolamentos r_4 , mantendo constante as restantes dimensões da máquina. Para cada valor desse mesmo raio, calcula-se a força desenvolvida pela máquina. O objectivo não é calcular o valor máximo da força desenvolvida pela máquina, mas sim a variação da força em função do raio, pelo que o valor da corrente de alimentação, ou o ângulo de carga não são aspectos fundamentais.

Considere-se o sistema de correntes trifásicas descritas pelas equações (2.21) a (2.23). Admita-se um valor máximo da corrente das diferentes fases de $0.3 A$, com uma frequência de $50 Hz$.

$$i_A(t) = I_{max} \sin(2\pi ft - 0) \quad (2.21)$$

$$i_B(t) = I_{max} \sin\left(2\pi ft - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (2.22)$$

$$i_C(t) = I_{max} \sin\left(2\pi ft + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (2.23)$$

Como o FEMM não permite simulações dinâmicas, é necessário escolher um determinado instante temporal. Neste caso convencionou-se que o instante de tempo corresponde a $\frac{1}{4}$ do período da onda da corrente, ou seja, $t = \frac{1}{4} \times \frac{1}{50} s$.

Como o raio exterior dos enrolamentos vai sendo alterado (aumentado, neste caso) consecutivamente, também a área disponível para os enrolamentos sofre um acréscimo (expressão (2.24)). Mantendo-se constante o factor de preenchimento das bobinas (expressão (2.25)), bem como o diâmetro do condutor, o número de espiras de cada bobina também varia com r_4 , de acordo com a expressão (2.26). Na expressão (2.24) introduz-se a dimensão E_{cbob} que representa a espessura das paredes dos suportes das bobinas.

$$A_{bob} = (\tau_{bob} - 2E_{cbob}) \times (r_4 - r_3 - E_{cbob}) \quad (2.24)$$

$$A_{Cu} = fp \times A_{bob} \quad (2.25)$$

$$N = \frac{A_{Cu}}{\pi \left(\frac{d_{cond}}{2}\right)^2} \quad (2.26)$$

Utilizando as expressões desenvolvidas neste ponto, é construído o modelo da máquina eléctrica num programa de análise por elementos finitos, que devolve dois valores da força desenvolvida pela máquina: a força desenvolvida no veio da máquina, calculada com o tensor de Maxwell; e a força de Lorentz entre os magnetos permanentes e os enrolamentos da máquina. Apesar de serem calculadas as duas componentes da força (z e r) para ambos os casos (Maxwell e Lorentz), devido à simetria axial imposta pela

geometria do gerador, a componente segundo o eixo r das duas forças é nula, pelo que só será considerada a componente segundo o eixo z .

Na Figura 2.5 apresentam-se os gráficos da variação da força desenvolvida pela máquina. No gráfico da variação da força no veio (Maxwell) verifica-se um aumento considerável da força desenvolvida pela máquina com o aumento do raio r_4 , tal como se verifica na variação da força de Lorentz. Em ambos os gráficos, verifica-se que a força começa por crescer de forma linear, reduzindo-se a sua taxa de crescimento até que o valor da força em função de r_4 passe a ser constante. Tal significa que um maior aumento do raio nesta zona não se traduz num aumento significativo da força desenvolvida. Como, geralmente, os dados obtidos através do tensor de Maxwell apresentam variações bruscas, para efeitos de cálculo e dimensionamento são utilizados os dados obtidos através da força de Lorentz.

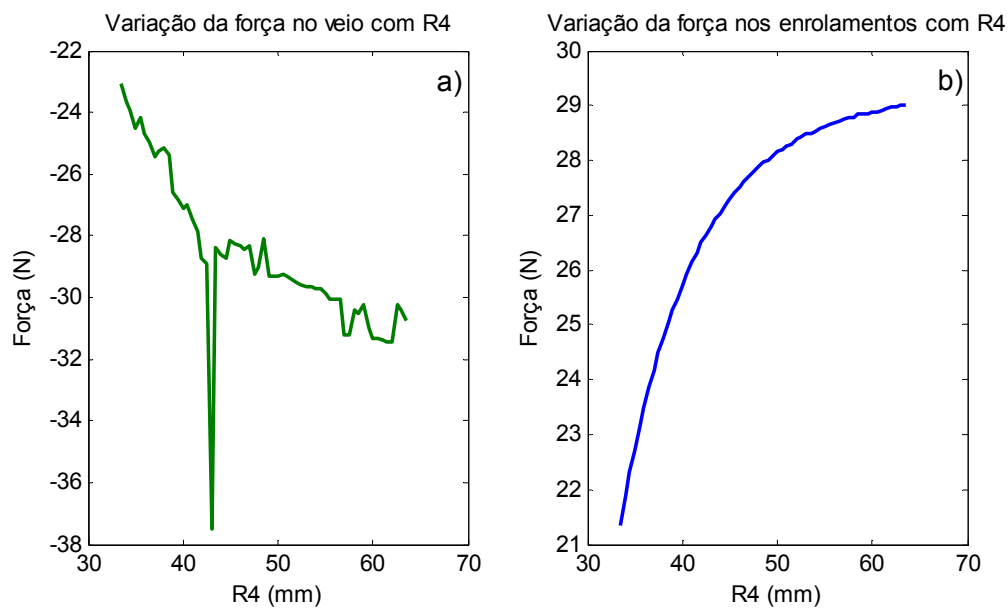


Figura 2.5 – Variação da força na máquina eléctrica com o aumento do raio exterior da máquina.

Como se referiu no início deste ponto, o objectivo com este método não é determinar o valor máximo da força desenvolvida, mas sim a sua taxa de variação com o aumento do raio exterior dos enrolamentos. Para o efeito, é necessário ajustar os dados discretos obtidos a uma curva, para que se possa aplicar a derivação posteriormente. A força a utilizar será a força de Lorentz, e, observando o seu gráfico facilmente se deduz que estes dados podem ser ajustados a uma função do tipo *spline* cúbica, cuja principal

característica é a de não permitir grandes variações no valor da função entre pontos consecutivos.

Efectuada a interpolação dos dados com recurso a uma função embebida do Matlab, são calculados os resíduos de modo a avaliar o desvio da função criada aos dados da força de Lorentz. Como se pode ver na Figura 2.6, os resíduos da interpolação mostram um baixo desvio relativamente aos dados originais.

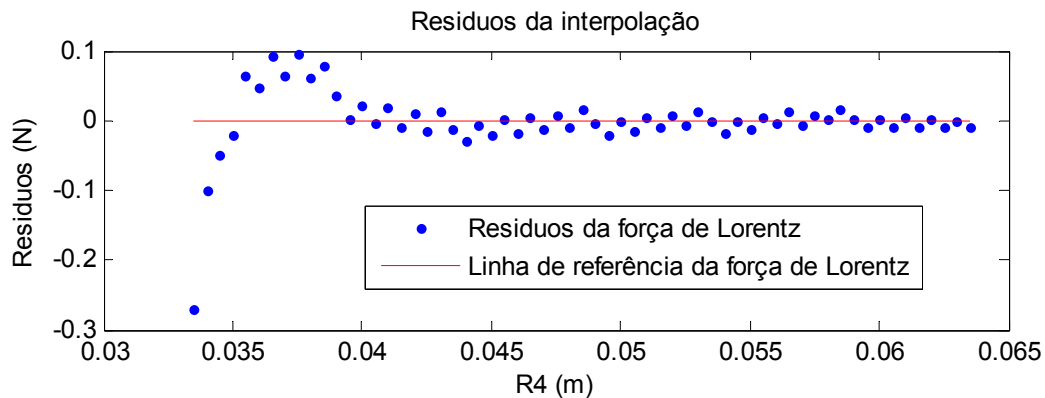


Figura 2.6 – Resíduos da interpolação dos dados da força de Lorentz na máquina eléctrica.

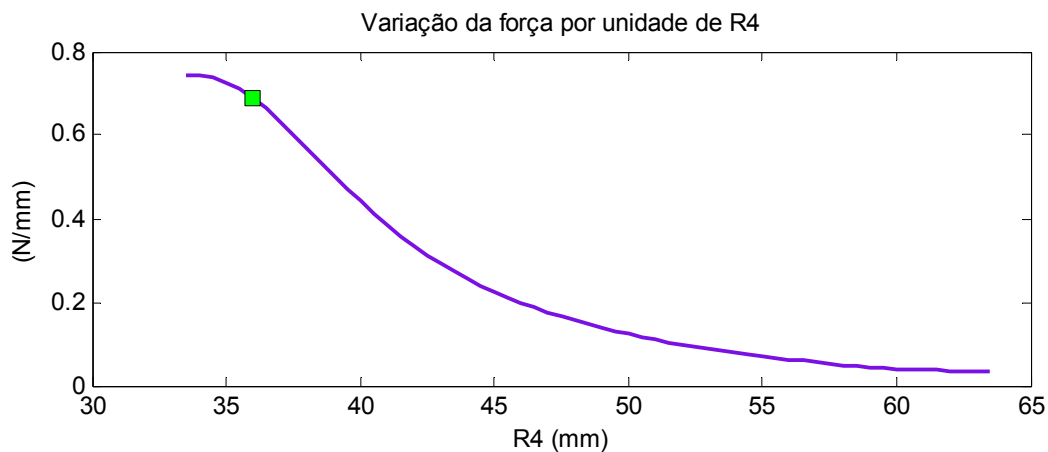


Figura 2.7 – Taxa de variação da força na máquina em função do raio exterior.

A derivada da função de interpolação, efectuada também com recurso a uma função embebida do Matlab, é mostrada na Figura 2.7. A derivada da função de interpolação

mostra a taxa de variação da força com o raio externo dos enrolamentos, que neste caso particular foi estabelecida com o valor de 690 N/m . A derivada mostra também que à medida que o raio r_4 aumenta, diminui a taxa de variação da força, o que significa que o aumento do raio não corresponde a um aumento proporcional da força. Quando o valor da força tende a tornar-se constante, a taxa de variação aproxima-se de zero. Na Figura 2.7 ilustra-se também o ponto de funcionamento escolhido, que corresponde a $r_4 = 36.5 \text{ mm}$.

Ilustra-se também, no gráfico da força de Lorentz, o ponto de operação escolhido, como se pode ver na Figura 2.8, onde é mais clara a intenção de operar no início do Joelho da curva, e não no seu fim.

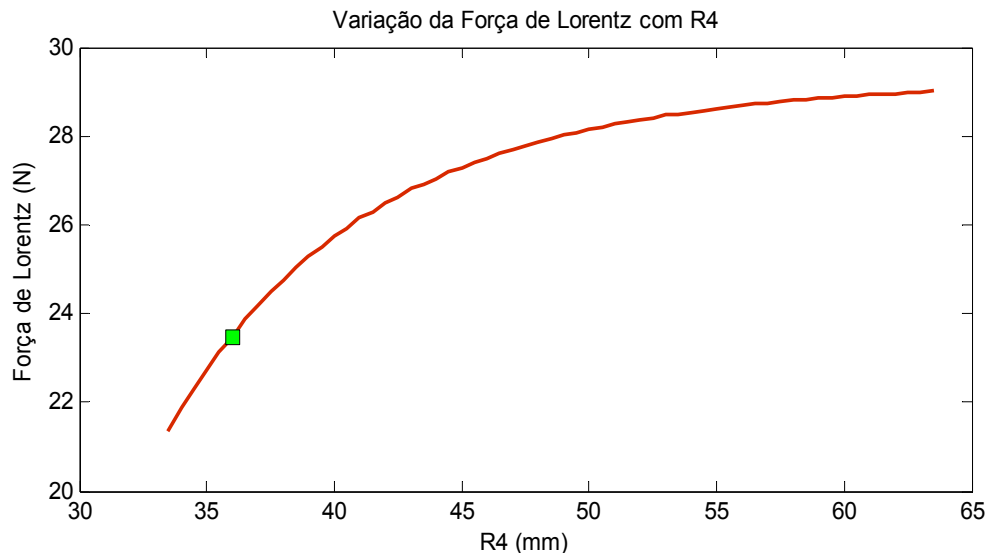


Figura 2.8 – Variação da força de Lorentz com o raio externo da máquina.

De modo a garantir que o aumento do raio exterior da máquina não coloca os magnetos permanentes num ponto de funcionamento abaixo do ideal (máximo produto energético), é registado o valor médio da densidade de fluxo em cada magneto da máquina, e mostrado nos gráficos da Figura 2.9. Nos vários gráficos da Figura 2.9, o segmento de recta a vermelho representa o valor óptimo da densidade de fluxo dos magnetos permanentes (correspondente ao máximo produto energético), enquanto a linha a azul indica a densidade de fluxo média nos magnetos à medida que se varia a altura dos enrolamentos.

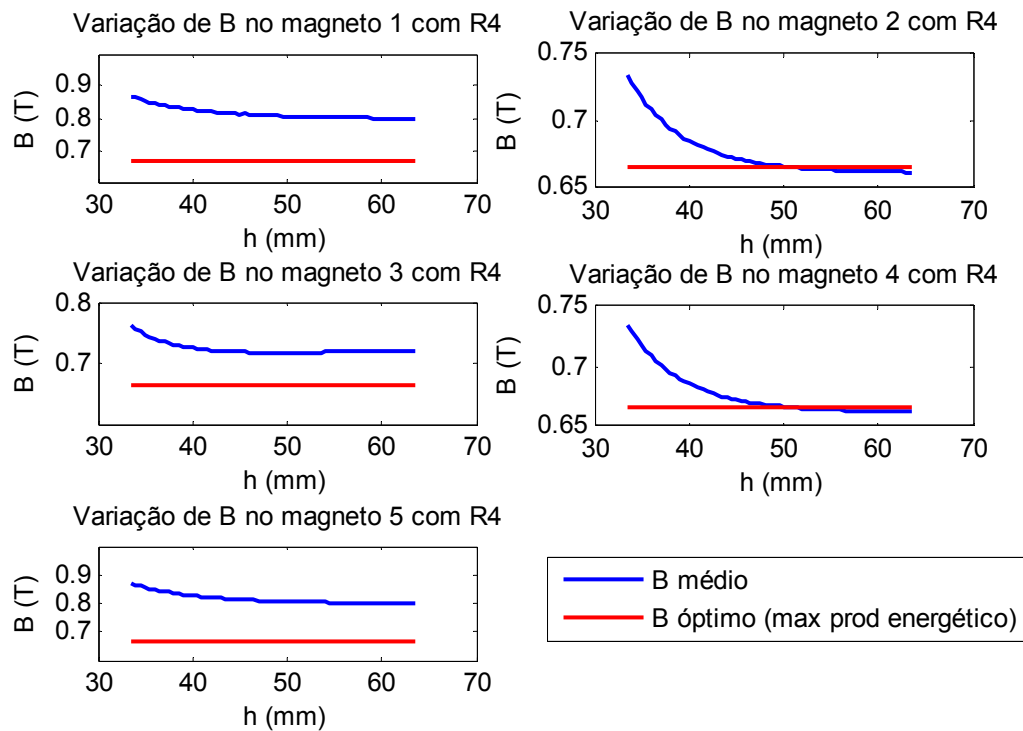


Figura 2.9 – Valor médio da densidade de fluxo ao centro dos vários magnetos permanentes em função do raio exterior da máquina eléctrica.

Na Figura 2.9 pode observar-se que, para o raio escolhido, nenhum dos magnetos fica a operar abaixo do ponto ideal de funcionamento. No entanto, verifica-se que nos magnetos 2 e 4, a sua densidade de fluxo decresce mais rapidamente com o aumento do raio da máquina do que nos restantes magnetos, passando a operar ligeiramente abaixo do ponto ideal. Esta diferença pode ser explicada pelos efeitos de extremidade, existentes devido ao comprimento finito da máquina. Estes efeitos de extremidade possuem um maior peso em máquinas de alta velocidade, o que não é o caso, mas provocam uma desigualdade na amplitude do campo magnético de excitação.

Também foi realizado um estudo da variação do fluxo de ligação das várias fases, bem como do fluxo que abraça as bobinas dessas mesmas fases. O fluxo de ligação de cada fase é obtido directamente do programa de elementos finitos, ao passo que o fluxo que abraça as bobinas de cada fase não é mais do que o fluxo de ligação sobre o número total de espiras de cada fase. Na Figura 2.10 pode observar-se os gráficos das grandezas atrás referidas apenas para três fases da máquina, dado que se observa o mesmo comportamento nas restantes fases.

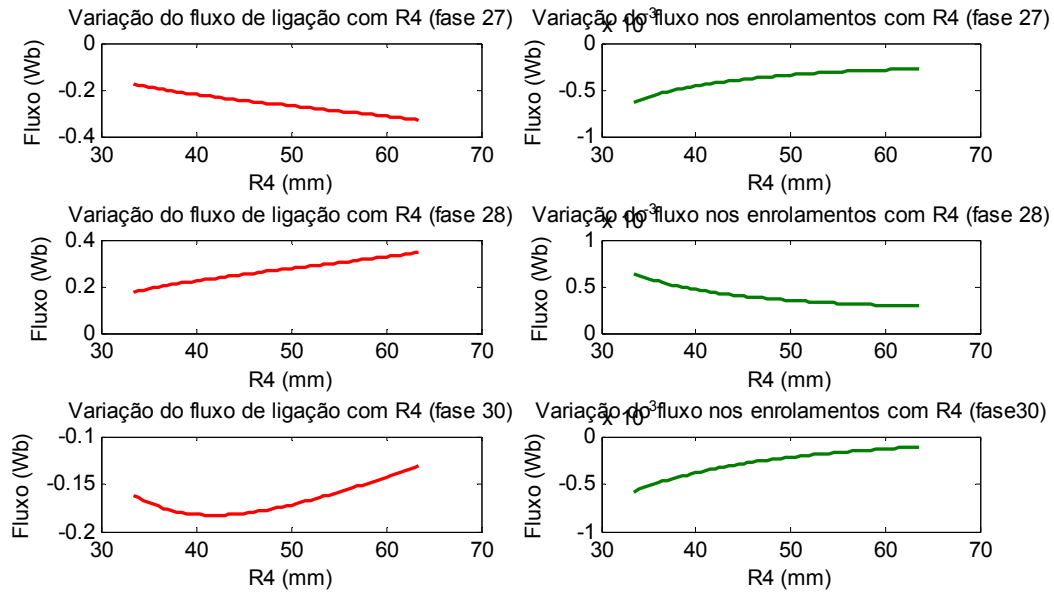


Figura 2.10 – Variação do fluxo de ligação e fluxo por fase em função do raio exterior da máquina.

Nos gráficos da Figura 2.10 é possível observar que o fluxo de ligação das várias fases da máquina aumenta com o raio externo da máquina. Contudo, este aumento do fluxo de ligação deve-se ao aumento do número de espiras das bobinas, como se pode observar nos gráficos do fluxo que abraça os enrolamentos das várias fases, que diminui com o aumento de r_4 .

2.5.2. Optimização da Potência Gerada

O dimensionamento do raio exterior da máquina r_4 , em função da potência gerada *versus* perdas resistivas foi efectuada, também, com dados obtidos do programa de análise com elementos finitos, neste caso particular, com os valores do fluxo de ligação dos enrolamentos de cada fase.

O objectivo desta metodologia é maximizar a energia produzida pela máquina, minimizando as perdas resistivas, por efeito de Joule, nos enrolamentos. Para o efeito, considera-se que o rendimento é dado pela expressão (2.27), onde P_{emf} corresponde à potência gerada devido à força electromotriz produzida, e P_j às perdas de Joule.

$$\eta = \frac{P_{emf} - P_j}{P_{emf}} \quad (2.27)$$

Para a maximização do rendimento da máquina foi estudada a seguinte metodologia: os enrolamentos são dimensionados a partir da queda de tensão em vazio pretendida aos terminais da máquina ($I_{fase} = 0$) para uma determinada velocidade, e do máximo fluxo que abraça os enrolamentos (resultante de simulação com elementos finitos) $\hat{\phi}_{bob}$.

O número de espiras de uma bobina/fase para que se obtenha a tensão em vazio por fase pretendida é expressa por (2.28).

$$N = \frac{\hat{U}_{fase(i=0)}}{\hat{\phi}_{bob} \frac{\pi}{\tau_p} v} \quad (2.28)$$

Como o factor de preenchimento dos enrolamentos é considerado constante, são utilizadas as expressões (2.24), (2.25), e (2.26), para determinar o diâmetro do condutor das bobinas. Esse diâmetro é escolhido de modo a respeitar os valores *standards* AWG (*American Wire Gauge*).

Admitindo uma densidade de corrente de $3 A/mm^2$ (valor eficaz, para uma máquina sem ventilação forçada), é possível calcular o valor da corrente nos enrolamentos da máquina com a expressão (2.29), onde J representa a densidade de corrente nos condutores.

$$I_{fase} = J\pi \frac{d_{cond}^2}{4} \quad (2.29)$$

As perdas de Joule, por fase, são então calculadas através da expressão (2.30).

$$P_j = R_{fase} I_{fase}^2 \quad (2.30)$$

A resistência dos enrolamentos de cada fase, R_{fase} , dependem do diâmetro do condutor, do seu comprimento total, e do material, neste caso cobre. Considere-se o corte axial de

uma bobina exemplificado na Figura 2.11, onde N_p representa o número de condutores em paralelo, e N_c o número de camadas.

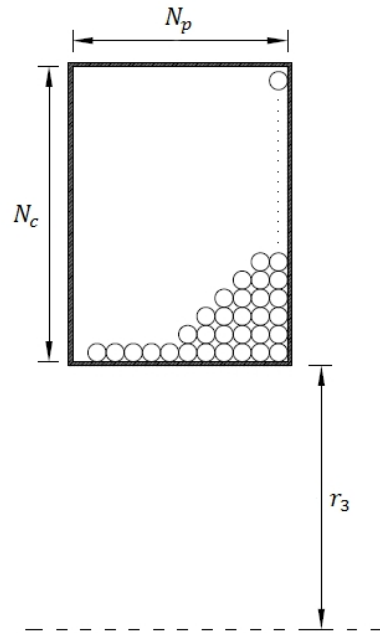


Figura 2.11 – Esquema de uma bobina da máquina eléctrica.

A partir das dimensões da bobina, e respectivo número de espiras, é possível obter N_p , e N_c , através das expressões (2.31), e (2.32), respectivamente. Note-se que N_p e N_c são números inteiros, devendo efectuar-se os devidos arredondamentos.

$$N_p = \frac{\tau_{bob} - 2E_{cbob}}{d_{cond}} \quad (2.31)$$

$$N_c = \frac{N}{N_p} \quad (2.32)$$

Calculados os parâmetros N_p e N_c , é possível determinar o comprimento total do condutor numa bobina, através de (2.33).

$$l_{condbob} = 2\pi N_p \sum_{i=0}^{N_c-1} \left(r_3 + E_{cbob} + \frac{d_{cond}}{2} + d_{cond}i \right) \quad (2.33)$$

Sendo a resistência eléctrica de um condutor expressa por (2.34), e particularizando para um condutor, circular, em função do seu diâmetro, obtemos (2.35).

$$R = \rho \frac{l}{A} \quad (2.34)$$

$$R_{bob} = 4\rho_{Cu} \frac{l_{condbob}}{\pi d_{cond}^2} \quad (2.35)$$

Como cada bobina da máquina constitui uma fase independente (ver Figura 2.2), a resistência de fase da máquina é dada por (2.36). Contudo, se os enrolamentos forem ligados em série de forma a formar uma máquina trifásica (ver Figura 2.2), a resistência de fase é dada por (2.37), onde $N_{conTrif}$ representa o número de conjuntos trifásicos da máquina.

$$R_{fase} = R_{bob} \quad (2.36)$$

$$R_{fase} = N_{conTrif} R_{bob} \quad (2.37)$$

Calculadas as perdas resistivas nos enrolamentos da máquina, resta apenas calcular a potência gerada para uma determinada força electromotriz. Segundo a lei de Faraday, a força electromotriz gerada numa espira condutora por um campo magnético variante no tempo, é dada por (2.38).

$$e_{emf} = -\frac{d\phi}{dt} \quad (2.38)$$

Como as bobinas da máquina são constituídas por N espiras, obtemos (2.39), onde E_{emf} representa a força electromotriz na bobina, e ϕ o fluxo que abraça essa mesma bobina.

$$E_{emf} = -N \frac{d\phi}{dt} \quad (2.39)$$

Rescrevendo a equação (2.39), de modo a incluir a variação no espaço do campo magnético, obtemos a expressão (2.40), onde z representa o deslocamento.

$$E_{emf} = -N \frac{d\phi}{dz} \frac{dz}{dt} \quad (2.40)$$

Admitindo que o campo magnético varia de forma sinusoidal, e como dz/dt representa a velocidade da máquina, obtemos (2.41).

$$E_{emf} = -N \frac{d}{dz} (\hat{\phi} \sin(\omega z)) v \quad (2.41)$$

A frequência angular ω depende do passo polar da máquina, como se pode constatar em (2.42).

$$\omega = \frac{2\pi}{T_\phi} = \frac{2\pi}{2\tau_p} = \frac{\pi}{\tau_p} \quad (2.42)$$

Substituindo (2.42) em (2.41), e derivando, obtemos a força electromotriz de uma bobina da máquina (2.43).

$$E_{emf} = -N \frac{\pi}{\tau_p} \hat{\phi} \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p} z\right) v \quad (2.43)$$

Obtido o máximo valor do fluxo de ligação de uma fase com o programa de análise por elementos finitos, a máxima força electromotriz, dessa fase, é dada por (2.44).

$$\hat{E}_{emffase} = -\hat{\psi} \frac{\pi}{\tau_p} v \quad (2.44)$$

Conhecido o valor da corrente nas fases da máquina, a potência associada à força electromotriz, por fase, é obtida através da expressão (2.45).

$$P_{emf} = \frac{|\hat{E}_{emffase}|}{\sqrt{2}} I_{fase} \quad (2.45)$$

Considerando uma velocidade constante de 0.5 m/s , é possível traçar o gráfico do rendimento da máquina em função do raio exterior dos enrolamentos r_4 , como é

mostrado na Figura 2.12, onde se indica o raio exterior da máquina determinado no ponto 2.5.1.

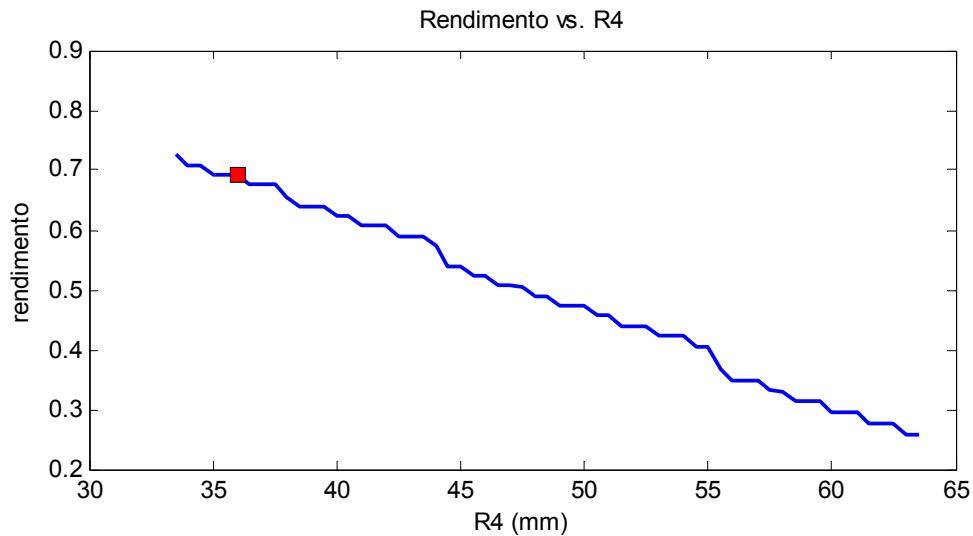


Figura 2.12 – Rendimento da máquina eléctrica em função do raio exterior da máquina, mantendo constante a queda de tensão aos terminais da mesma.

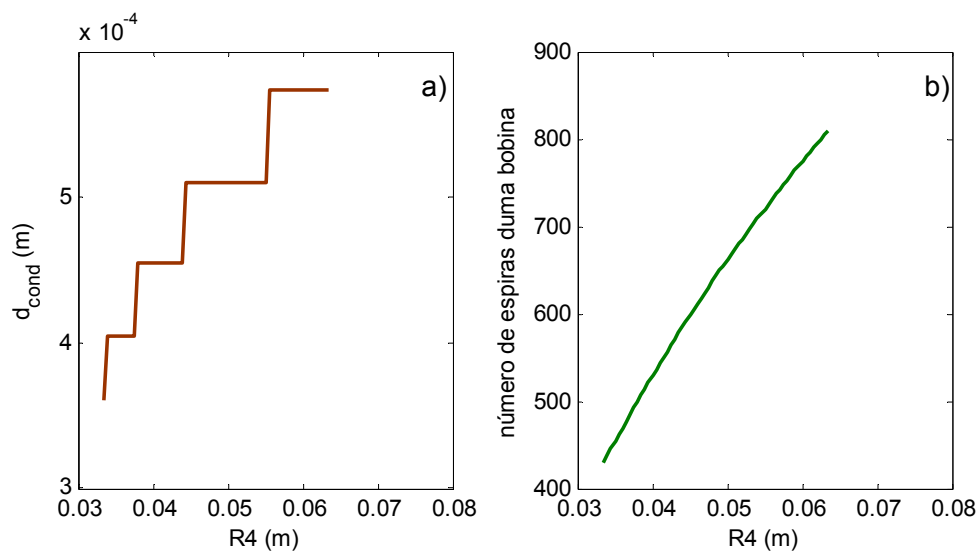


Figura 2.13 – Variação do diâmetro do condutor e número de voltas de uma bobina em função do raio exterior da máquina, mantendo constante a queda de tensão aos terminais da máquina.

No gráfico da Figura 2.12 pode observar-se que o rendimento da máquina decresce com o aumento do raio exterior dos enrolamentos. Esta diminuição do rendimento com o aumento de r_4 deve-se à diminuição do fluxo que abraça as bobinas da máquina, como

já foi visto nos gráficos da Figura 2.10. Como tal, mesmo sendo o valor pretendido da queda de tensão aos terminais da máquina constante, verifica-se que, com o aumento de r_4 aumenta o número de espiras nas bobinas, mesmo, apesar, de o diâmetro do condutor também aumentar, como se pode observar nos gráficos da Figura 2.13. Tal situação não se verificaria numa máquina com dentes, pois o fluxo em torno das bobinas manter-se-ia praticamente constante com o aumento de r_4 , devido à baixa relutância dos dentes.

Mostra-se na Figura 2.14 o gráfico da variação do factor de preenchimento, que oscila devido ao facto de o diâmetro do condutor ter que ser ajustado aos valores existentes no mercado.

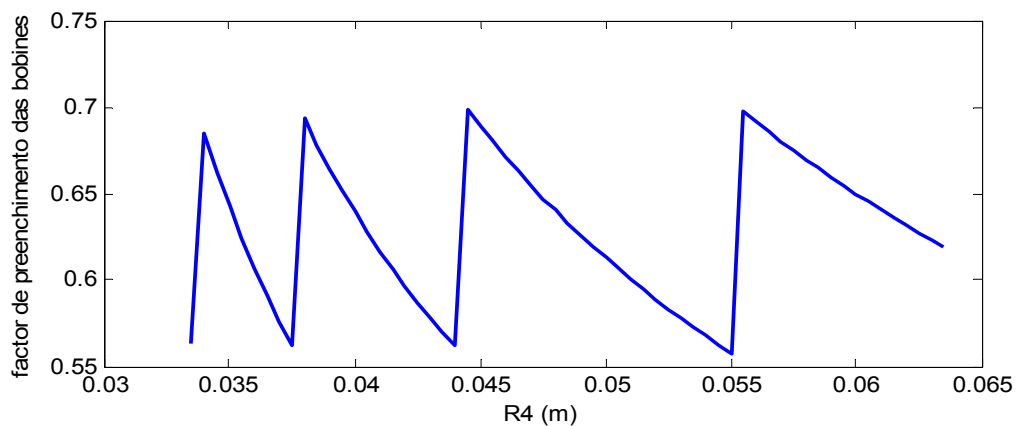


Figura 2.14 – Variação do factor de preenchimento dos enrolamentos em função do raio exterior da máquina.

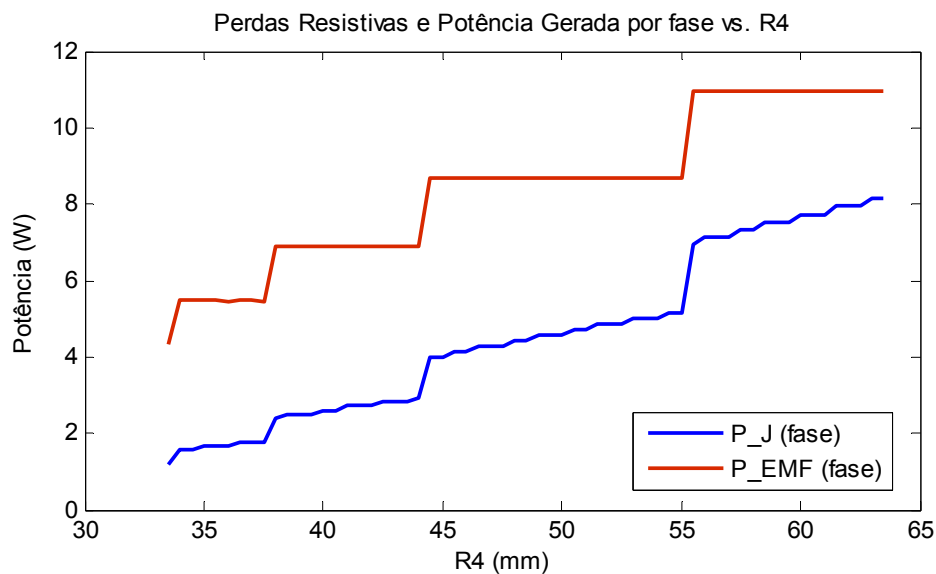


Figura 2.15 – Variação das potências electromotriz e de perdas com o aumento do raio exterior da máquina.

No gráfico da Figura 2.15 apresenta-se a evolução das potências devido à força electromotriz e às perdas resistivas. Na curva das perdas resistivas pode-se observar o seu crescimento quadrático com o aumento do raio externo dos enrolamentos, ao passo que a potência gerada é quase proporcional ao diâmetro do condutor, devido ao aumento do número de espiras, embora o fluxo por bobina diminua.

2.6. Verificação do Dimensionamento da Máquina com Análise por Elementos Finitos

Dimensionado o circuito magnético, é efectuada uma simulação da máquina, utilizando o programa de análise por elementos finitos FEMM, de modo a se poder efectuar uma análise pormenorizada.

Esta simulação é efectuada para uma corrente nula nos enrolamentos da máquina, com o veio centrado relativamente ao estator. Os dados obtidos de forma automática pelo programa são: a densidade de fluxo ao longo da altura dos magnetos permanentes e respectivo valor médio; a densidade de fluxo ao longo do comprimento dos pólos e respectivo valor médio; e a densidade de fluxo ao longo do comprimento e espessura do núcleo ferromagnético do estator. Obtém-se, também, uma imagem da máquina, contendo as linhas de fluxo magnético, assim como a densidade de fluxo magnético em toda a máquina e ambiente circundante.

Na Figura 2.16 apresenta-se uma representação da malha utilizada pelo FEMM, onde é visível a fronteira do problema, do tipo esférico. Esta fronteira é do tipo semi-aberta, ou seja, é uma fronteira que simula a não existência de fronteira. Note-se que a malha é mais densa na zona da máquina.

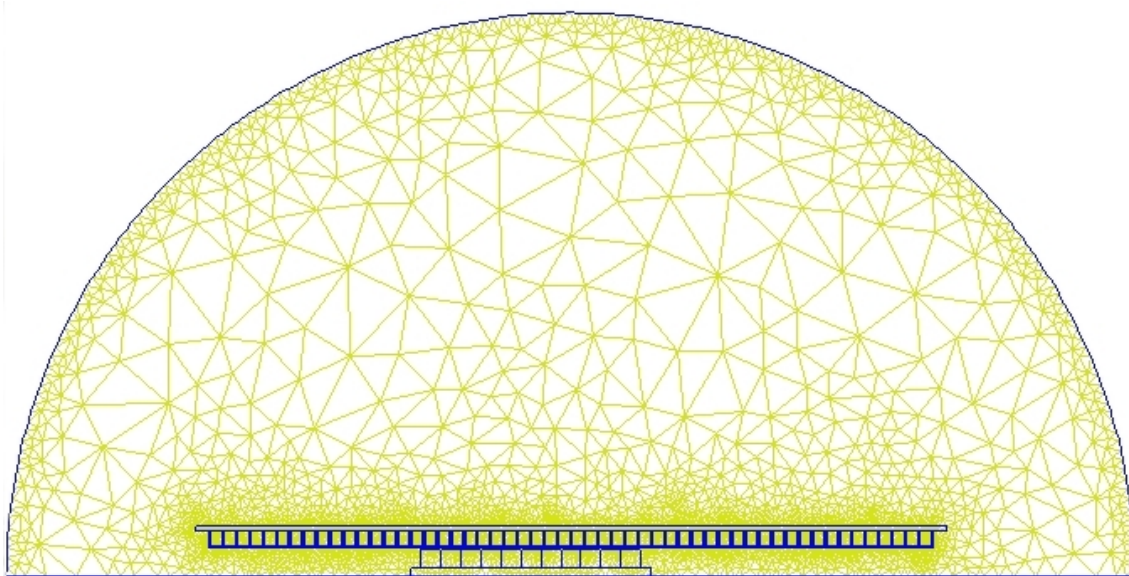


Figura 2.16 – Malha de simulação da máquina eléctrica com elementos finitos, em ambiente FEMM.

A Figura 2.17 mostra a malha do problema em pormenor para uma porção da máquina. Os parâmetros que dão origem a esta malha densa, são os utilizados em todas as outras simulações com elementos finitos, quer para dimensionamento, quer para simulação do comportamento da máquina.

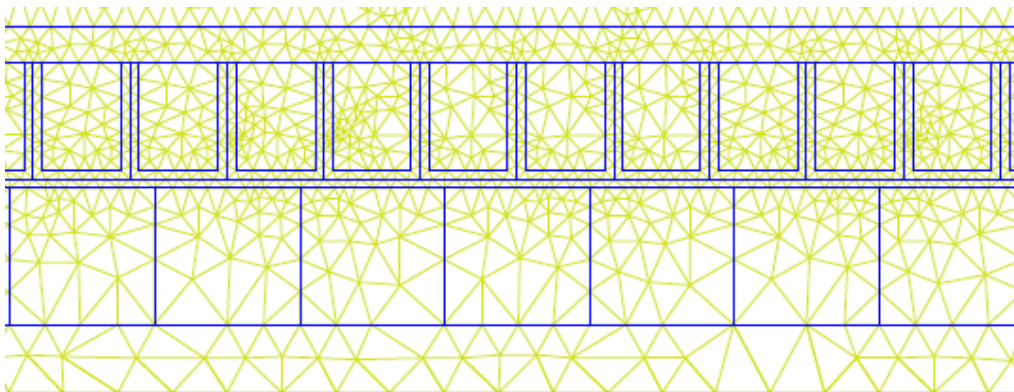


Figura 2.17 – Pormenor da malha de simulação com elementos finitos.

O primeiro conjunto de dados a ser obtido pelo programa de dimensionamento é o valor da densidade de fluxo magnético, ao centro, nos vários magnetos permanentes da máquina ao longo da sua altura radial, indicando o seu valor médio (Figura 2.18). Os magnetos, tal como os pólos, encontram-se numerados de acordo com a sua posição no veio da máquina, conforme esquematizado na Figura 2.1.

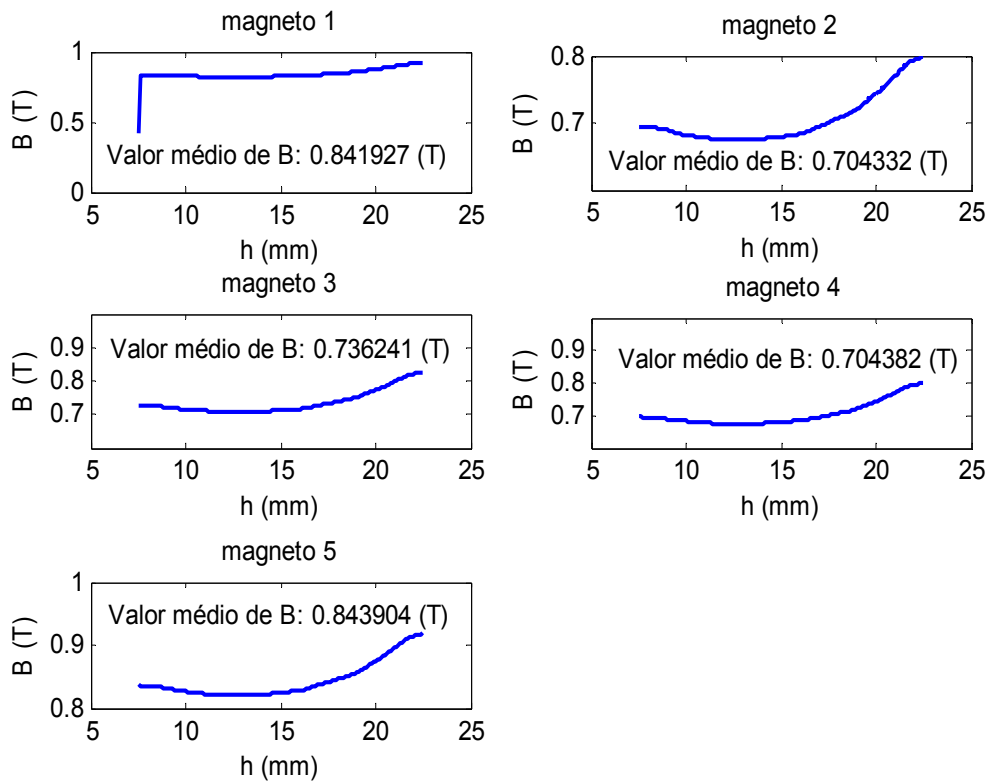


Figura 2.18 – Densidade de fluxo nos vários magnetos permanentes ao seu centro, e em função da sua altura.

Como se pode observar na Figura 2.18, todos os magnetos apresentam um valor médio de densidade de fluxo acima do seu ponto ideal, pelo que o risco de desmagnetização é baixo. No entanto, a problemática da desmagnetização será abordada com maior detalhe mais adiante neste ponto.

Na Figura 2.19, observa-se a variação da densidade de fluxo à superfície (fronteira com o entreferro) dos vários pólos, onde se verifica que o pólo 1 é o que possui o mais baixo valor médio de densidade de fluxo. Tal é devido ao facto de os pólos das extremidades possuírem o mesmo passo que os pólos interiores, apesar de por eles apenas passar metade do fluxo magnético que atravessa os pólos interiores. Os restantes pólos apresentam valores entre os 0.45 e 0.6 T, valores normais na maioria das máquinas eléctricas.

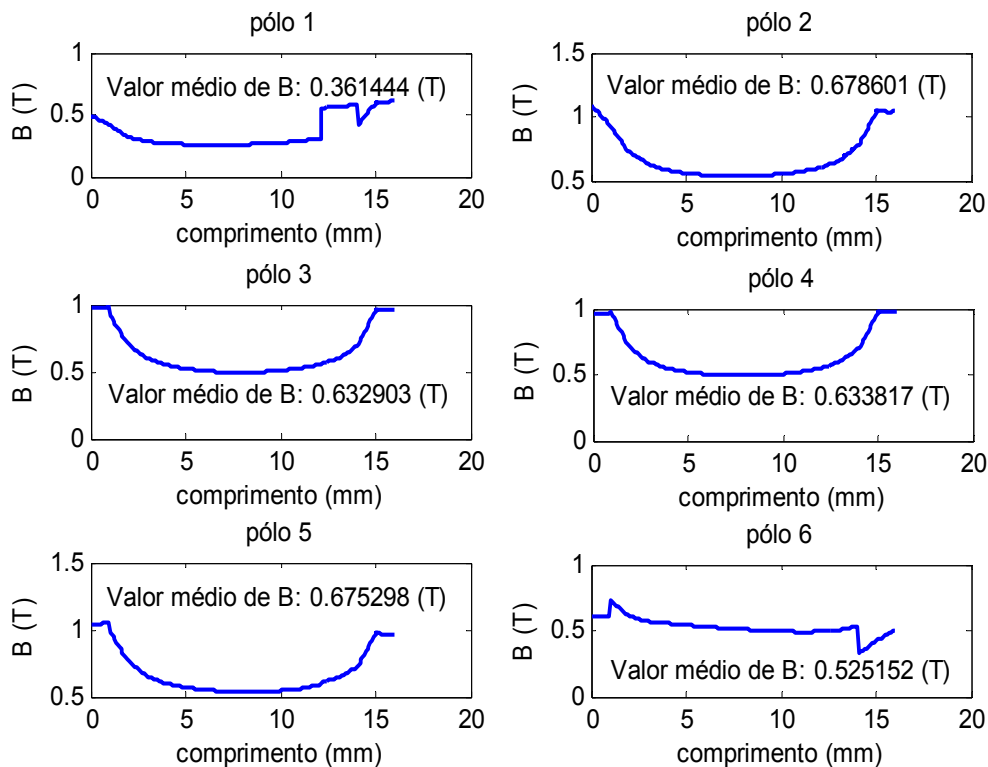


Figura 2.19 – Densidade de fluxo nos vários pólos da máquina, ao longo do seu comprimento.

O programa de dimensionamento calcula, também, a distribuição da densidade de fluxo magnético no estator. Na Figura 2.20 a) é apresentado o valor médio da densidade de fluxo ao longo da espessura do núcleo, em função do seu comprimento. No gráfico da Figura 2.20 b), é apresentada a distribuição tridimensional da densidade de fluxo no núcleo ao longo da sua espessura e do seu comprimento. Note-se que a densidade de fluxo no estator é bem inferior ao valor para o qual foi dimensionado inicialmente (1.3 T), devido às elevadas fugas dada a não existência de dentes.

Em ambos os gráficos da Figura 2.20 é bem visível a influência dos efeitos de extremidade na distribuição do fluxo magnético no estator, sendo o campo mais intenso nas extremidades do sistema de excitação e menos intenso nos magnetos interiores do sistema de excitação. Tal deve-se ao facto de os magnetos interiores exercerem força de repulsão contra dois magnetos contíguos, enquanto os magnetos exteriores só exercem força de repulsão contra o único magneto contíguo.

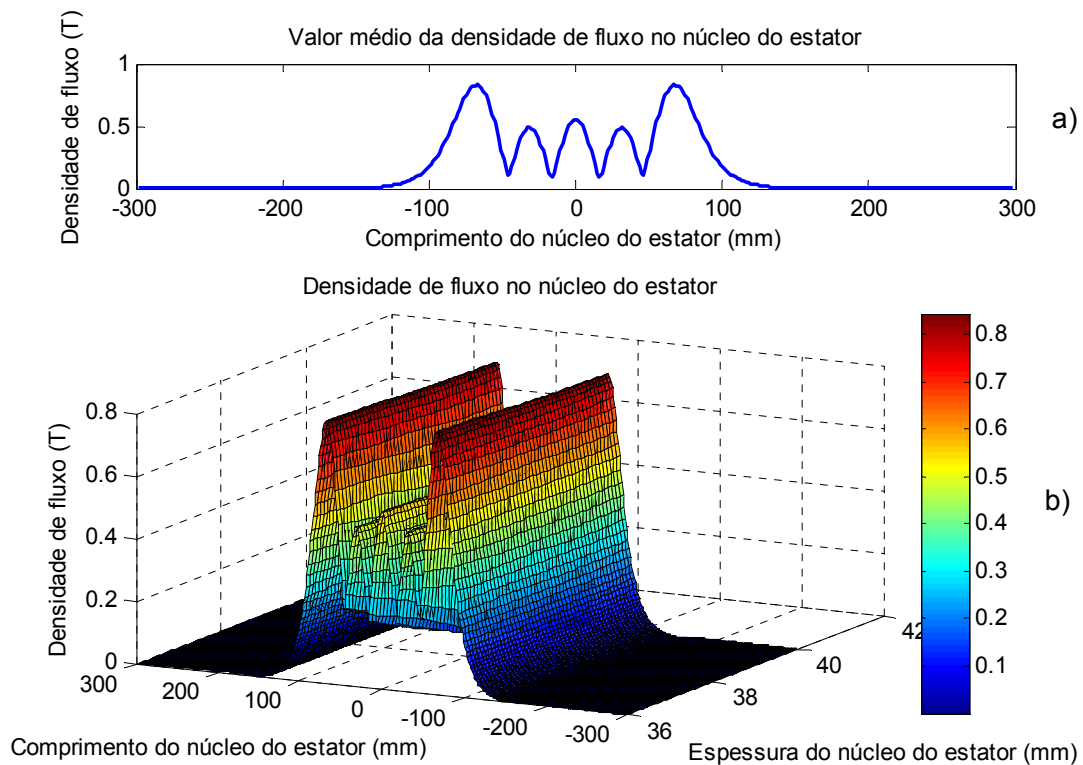


Figura 2.20 – Distribuição da densidade de fluxo no núcleo magnético do estator.

Outro cálculo efectuado automaticamente pelo programa de dimensionamento, consiste numa imagem da máquina contendo as linhas de fluxo magnético e densidade de fluxo em toda a máquina e ambiente circundante. Na Figura 2.21 pode-se visualizar essa imagem, onde são visíveis os efeitos devido ao comprimento finito da máquina, nomeadamente da dispersão de fluxo nos pólos exteriores, e enfraquecimento do fluxo magnético nos pólos interiores da máquina. É também possível observar o fluxo de fugas no entreferro magnético da máquina.

Na Figura 2.22 apresenta-se em pormenor uma secção da máquina de modo a permitir uma melhor visualização de um par de pólos. Note-se as várias linhas de fluxo magnético que abraçam apenas parte da bobina. A não existência de dentes no estator obriga a que estas máquinas possuam enrolamentos com pouca altura, limitando a exploração da elevada energia magnética dos magnetos de NdFeB.



Figura 2.21 – Distribuição da densidade de fluxo e linhas de fluxo na máquina eléctrica.

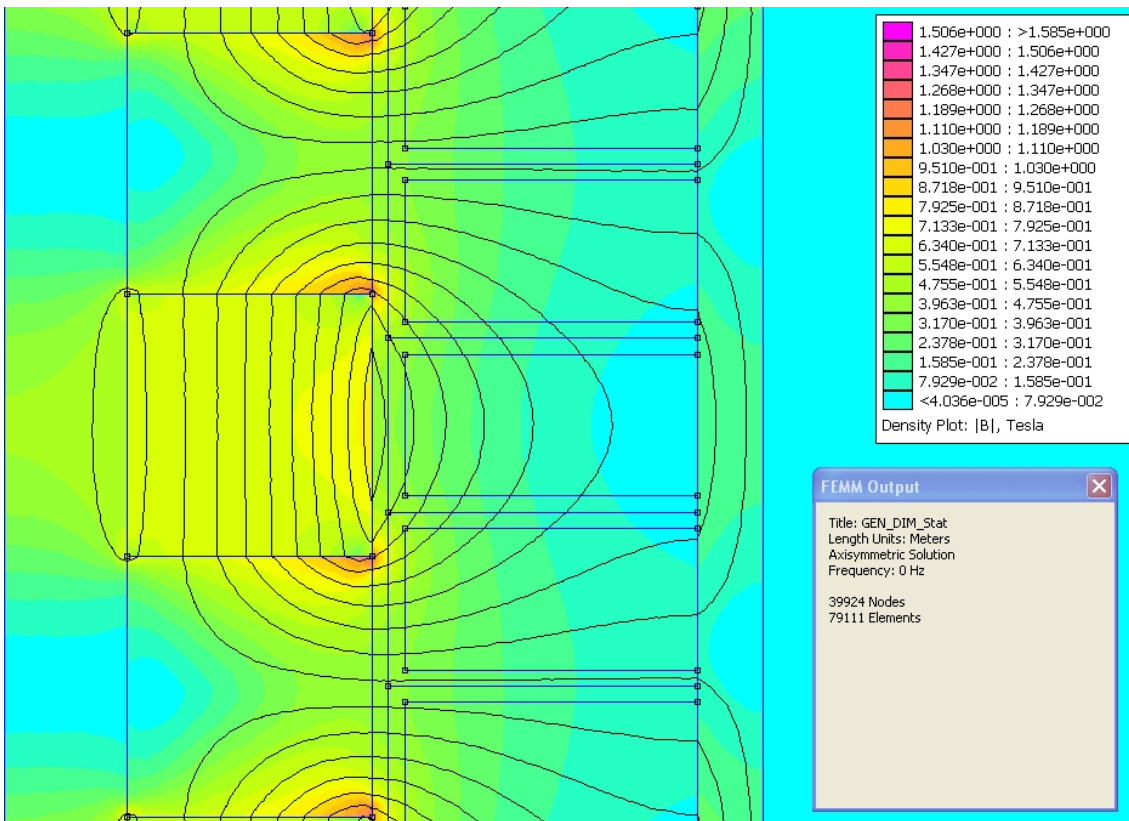


Figura 2.22 – Pormenor de um par de pólos da máquina, exibindo a distribuição da densidade de fluxo e linhas de fluxo.

A simulação do circuito magnético da máquina com o programa de análise por elementos finitos FEMM permite analisar o risco de desmagnetização a que poderão estar submetidos os magnetos permanentes. Alterando-se a escala do gráfico da densidade de fluxo magnético, de modo a que o tecto máximo seja um valor relativamente baixo ($0.5 T$), pode-se observar zonas que apresentam um baixo valor de densidade de fluxo magnético.

Na Figura 2.23 é representado um gráfico da densidade de fluxo na máquina, onde se pode ver que praticamente não existem zonas, nos magnetos permanentes, com densidades de fluxo magnético inferiores a $0.5 T$. Uma análise mais pormenorizada permite detectar, nas arestas superiores do magnetos, pequenas zonas onde a densidade de fluxo magnético é inferior a $0.5 T$ (Figura 2.24). No entanto, devido ao reduzido volume dessas zonas, não existe risco de desmagnetização dos magnetos permanentes.

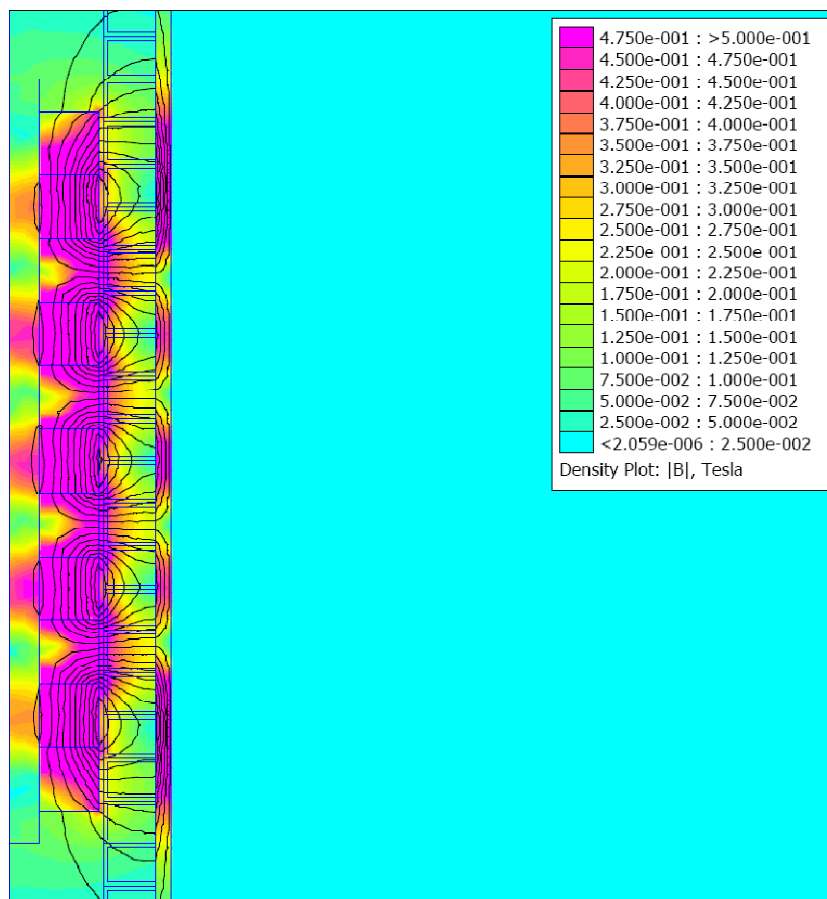


Figura 2.23 – Identificação das zonas na máquina com baixa densidade de fluxo.

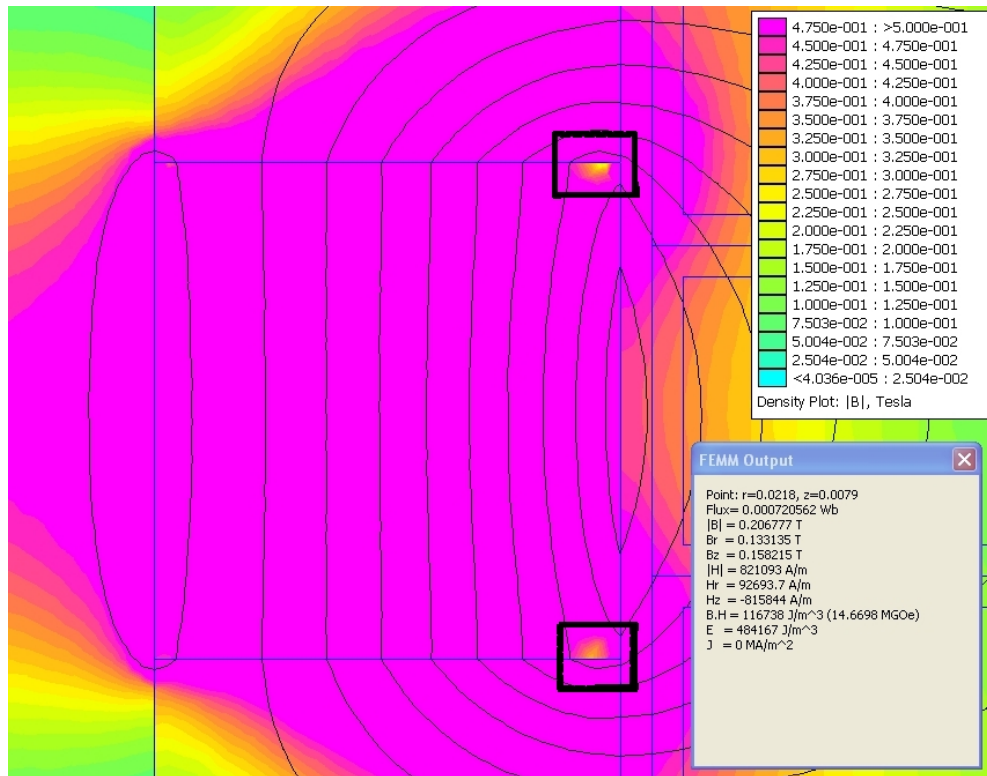


Figura 2.24 – Pormenor da distribuição da densidade de fluxo num magneto permanente, para identificação de zonas em risco de desmagnetização.

2.7. Dimensionamento dos Enrolamentos

Determinado o raio exterior dos enrolamentos da máquina, é necessário calcular o número de espiras por bobina, bem como o diâmetro do condutor. Tal poderia ser feito juntamente com o cálculo de r_4 mas optou-se por um método que produzirá melhores resultados.

Utilizando um enrolamento de teste, determina-se, através de simulação com elementos finitos, o máximo fluxo que abraça uma determinada bobina da máquina. Para o efeito, o veio da máquina é deslocado cerca de $2\tau_p$, registando-se para cada posição diferente, o valor do fluxo de ligação das várias fases. Como se conhece o número de espiras do enrolamento de teste, facilmente se obtém o máximo fluxo magnético em torno de uma bobina.

Recorrendo à expressão (2.28), calcula-se o número de espiras em função da máxima queda de tensão pretendida aos terminais da máquina. Como o factor de preenchimento dos enrolamentos é constante, são utilizadas as expressões (2.24), (2.25), e (2.26), para determinar o diâmetro do condutor das bobinas. Esse diâmetro é escolhido de modo a respeitar os valores *standards* AWG (*American Wire Gauge*). Finalmente, é calculada a resistência eléctrica por fase, tal como foi feito em 2.5.2.

Terminado o dimensionamento dos enrolamentos, e, admitindo uma velocidade máxima da máquina de 0.5 m/s , são obtidas as formas de onda da tensão aos terminais da máquina, em vazio. Tal é conseguido variando a posição do veio relativamente ao estator, e, para cada posição, registando o valor do fluxo magnético de ligação de cada fase. Através da expressão (2.27), obtém-se o valor instantâneo da tensão aos terminais da máquina, em função da posição do veio. Na Figura 2.25 são apresentadas as formas de onda da tensão em vazio aos terminais da máquina para as fases 1 a 3 e 4 a 6. As restantes fases exibem formas de onda idênticas, mas deslocadas de acordo com a sua posição na máquina.

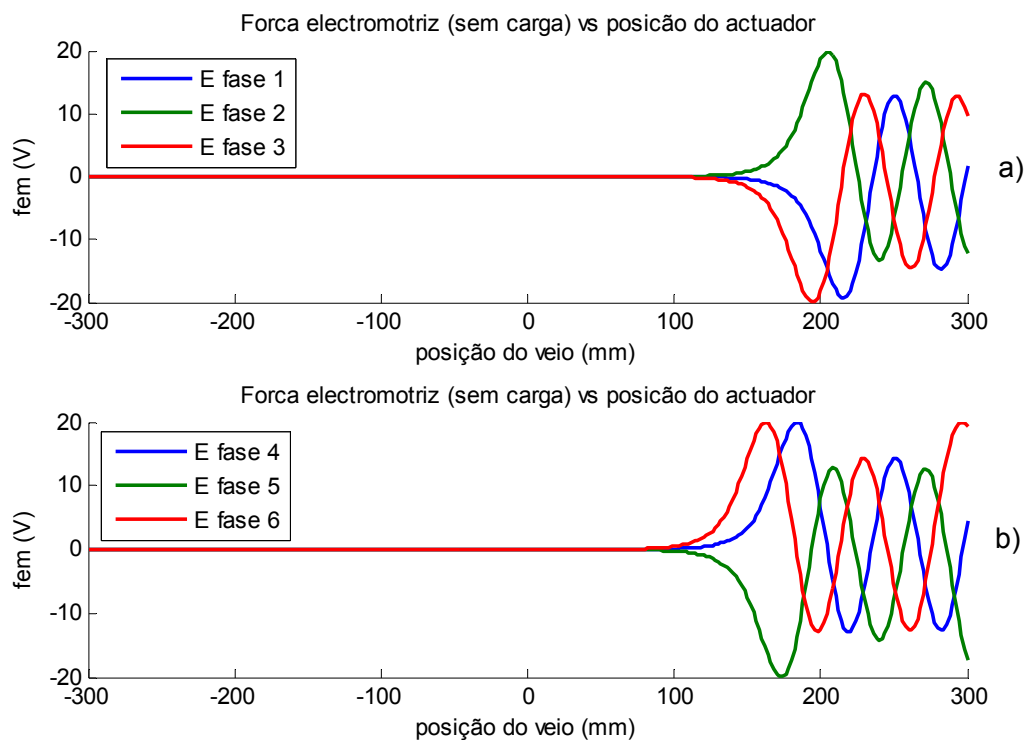


Figura 2.25 - Formas de onda da tensão em vazio aos terminais da máquina para as fases 1 a 3 e 4 a 6.

Observando os gráficos da Figura 2.25 verifica-se que a amplitude máxima da tensão em vazio aos terminais da máquina varia com a posição do sistema de excitação. Tal deve-se ao facto de o comprimento do sistema de excitação ser finito, o que provoca um desequilíbrio na amplitude do campo magnético gerado. Este fenómeno designa-se por efeito de extremidade e, apesar de só ter maior influência em máquinas de grande velocidade, dado que a amplitude da força electromotriz é proporcional à velocidade, pode observar-se uma diferença de amplitudes algo significativa. Esta diferença é menor em máquinas com um número par de magnetos permanentes (número impar de pólos) [1].

Também foram calculadas as formas de onda da tensão aos terminais da máquina em vazio admitindo que as várias fases, com o mesmo desfasamento eléctrico, são ligadas em série, ou seja, a máquina é puramente trifásica. Na Figura 2.26 apresenta-se o gráfico das referidas tensões.

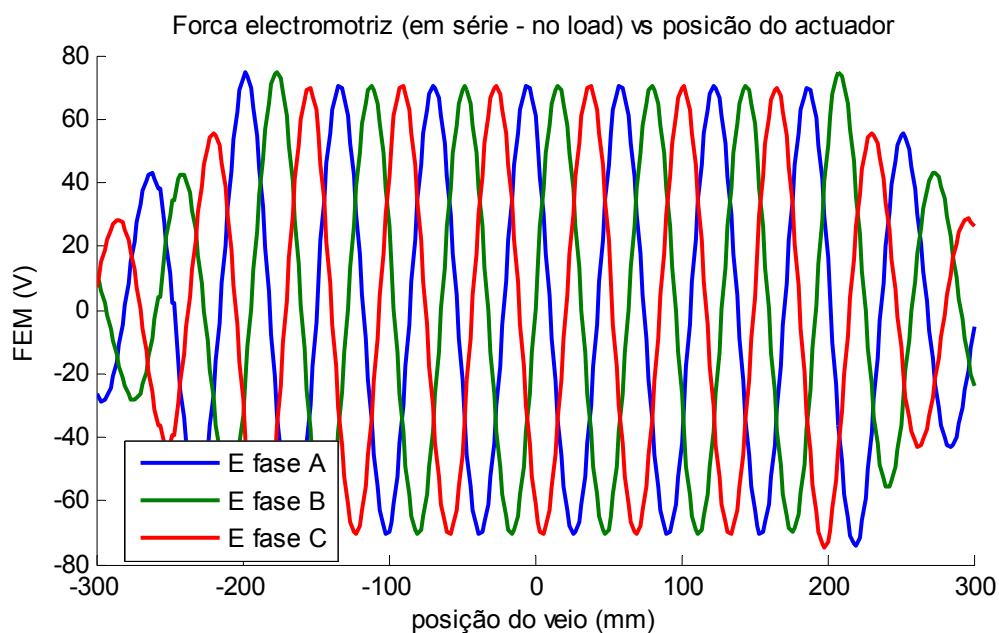


Figura 2.26 – Valor instantâneo da tensão aos terminais da máquina em função da posição do veio.

No gráfico da Figura 2.26 pode observar-se o impacto dos efeitos de extremidade na tensão gerada pela máquina. Tendo esta sido projectada para uma tensão máxima por fase de 20 V , e existindo cinco magnetos, logo o número de bobinas activas é de cinco, a tensão esperada para os enrolamentos seria de 100 V . Contudo, verifica-se que o valor máximo de tensão não ultrapassa os 75 V .

Devido ao comprimento do estator ser superior ao comprimento dos elementos magnéticos no veio, determinadas bobinas de uma dada fase, especialmente as da periferia da máquina, deixam de estar submetidas ao campo magnético, à medida que o veio se desloca, logo a força electromotriz induzida é nula nessas bobinas. Ora, o facto do número de bobinas activas numa fase ser inferior ao número total de bobinas dessa mesma fase representa um problema do ponto de vista das perdas resistivas, especialmente neste tipo de máquina, em que o comprimento do estator é muito superior ao do sistema de excitação.

Terminado o dimensionamento dos enrolamentos da máquina é possível calcular a potência eficaz gerada por cada fase/bobina. Admitindo os mesmos valores já considerados para a densidade de corrente nos enrolamentos e velocidade da máquina ($J = 3 \text{ A/mm}^2$ e $v = 0.5 \text{ m/s}$, respectivamente), utilizando a expressão (2.28) obtemos $I_f = 0.3863 \text{ A}$, e utilizando a expressão (2.45) obtemos uma potência de 5.4631 W por fase/bobina. Como o gerador possui cinco magnetos e é trifásico, a potência eficaz entregue a uma carga tal que a corrente de fase seja nominal, é de 81.95 W ($3 \times 5 \times 5.4631$).

2.8. Análise do Conteúdo Harmónico da Força Electromotriz

Uma das vantagens da máquina eléctrica sem dentes no estator é o seu baixo conteúdo harmónico da força electromotriz, para cargas resistivas. Esta característica é importante em aplicações onde é desejável um movimento o mais suave possível, sem oscilações. Para a aplicação em energias renováveis, particularmente das ondas, não é necessariamente uma mais-valia, pois a saída do gerador é rectificadora e filtrada.

Na secção 2.7 foram calculados vários vectores contendo os valores discretos da tensão aos terminais da máquina em vazio, para a configuração dos enrolamentos em série (ver Figura 2.2). De modo a se poderem conhecer as várias frequências que compõem estes sinais, é necessário efectuar a sua transformação do domínio do espaço para o domínio

da frequência. Tal é conseguido através da Transformada de Fourier, mais concretamente da *FFT* (*Fast Fourier Transform – Transformada Rápida de Fourier*).

A frequência fundamental da tensão aos terminais da máquina pode ser obtida a partir da expressão (2.42) (porque se admite que a distribuição de fluxo magnético ao longo do entreferro da máquina é sinusoidal), resultando em (2.46). Como o passo polar da máquina eléctrica é de 32 mm , a frequência fundamental da força electromotriz é de 15.625 m^{-1} . Note-se que o valor da frequência está no domínio do espaço, e não no domínio do tempo.

$$f_1 = \frac{1}{2\tau_p} \quad (2.46)$$

No gráfico da Figura 2.27 a) pode observar-se a forma de onda da tensão em vazio aos terminais da fase *A*, em função da posição do veio. No gráfico da Figura 2.27 b) é representado o espectro de frequências dessa tensão, onde se observa a baixa amplitude das frequências em torno do valor fundamental f_1 , de elevada amplitude. Tal mostra o baixo conteúdo harmónico da tensão aos terminais da máquina.

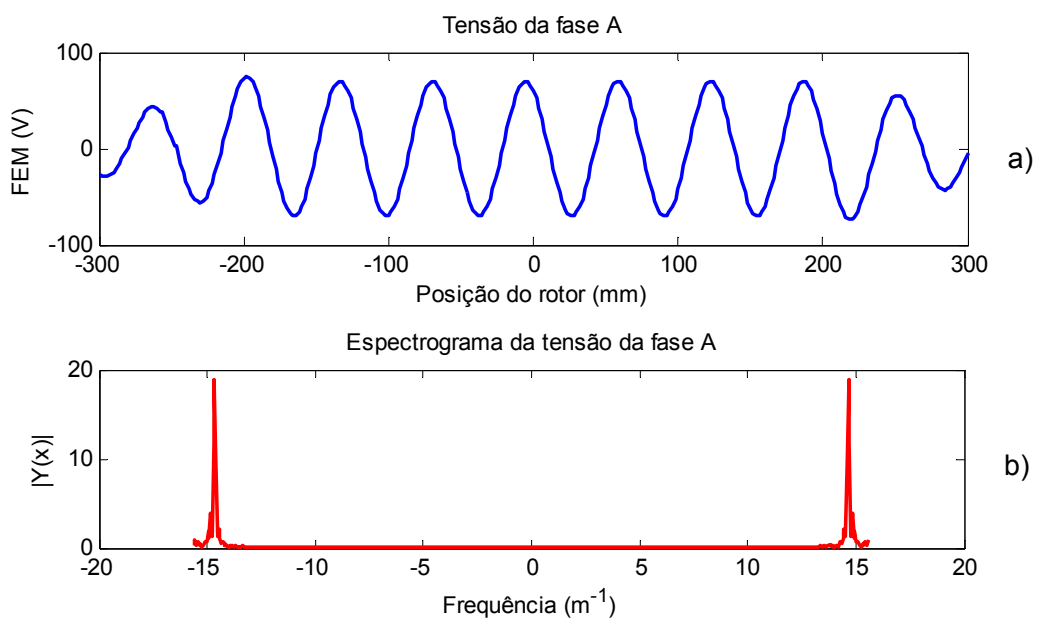


Figura 2.27 – Conteúdo harmónico do fluxo de ligação de uma fase da máquina eléctrica.

2.9. Curva Característica da Força Desenvolvida

A curva característica da força de uma máquina permite conhecer o valor da força desenvolvida em função do ângulo de carga. A metodologia adoptada para a obtenção dessa curva consiste na variação da posição do veio, mantendo o valor da corrente constante, de acordo com a expressão (2.47). Mantendo o valor da corrente nos enrolamentos constante não existe campo magnético temporalmente variante no entreferro, pelo que a translação do veio corresponde a um aumento do ângulo de carga. Obtém-se, assim, a curva característica da força em função do ângulo de carga.

$$F_{em} = \left. \frac{\partial W'(x, i)}{\partial x} \right|_{i=const} \quad (2.47)$$

Utilizando as equações (2.21), (2.22), e (2.23), com $t = 0$, e I_{max} dado pela expressão (2.48), obtém-se o valor instantâneo das correntes a aplicar à simulação com elementos finitos.

$$I_{max} = \sqrt{2} J \pi \frac{d_{cond}^2}{4} \quad (2.48)$$

Variando a posição do veio o equivalente a $2\pi rad$ eléctricos, ou duas vezes o passo polar, obtém-se a curva da Figura 2.28. Note-se que a curva característica da força no gráfico da Figura 2.28 é traçada em função do deslocamento do veio, e não do ângulo de carga. A máxima força electromagnética desenvolvida pela máquina é de $116.32 N$.

O facto do valor inicial da força não ser nulo deve-se à posição que se considera como sendo a posição inicial do veio (veio centrado com o estator). Sabendo que o passo polar da máquina corresponde a $32 mm$, facilmente se observa que os valores máximos da força, em módulo, ocorrem quando o ângulo de carga corresponde a 90° eléctricos.

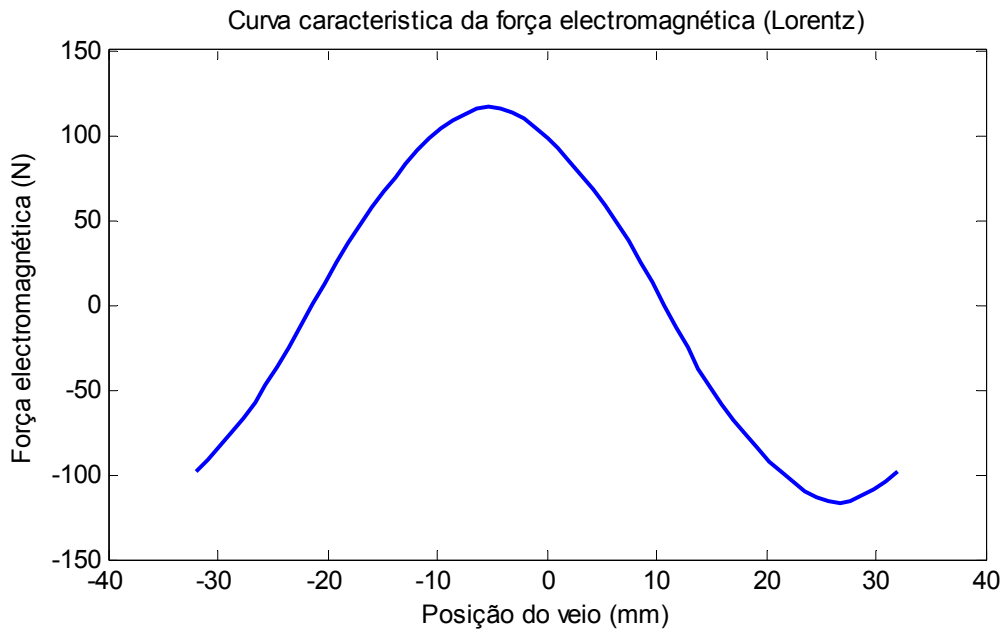


Figura 2.28 – Curva característica da força electromagnética desenvolvida pela máquina eléctrica.

2.10. Cálculo do Volume e Massa da Máquina Eléctrica

Como a máquina vai estar contida no interior do elemento flutuador, é importante conhecer as suas massas e volumes, para um correcto dimensionamento da bóia. Devido à sua forma tubular, quase todos os componentes desta máquina apresentam a forma de um cilindro oco, cujo volume genérico é dado pela expressão (2.49), onde l representa o comprimento do cilindro.

$$V_{ciloco} = \pi(r_{ext}^2 - r_{int}^2)l \quad (2.49)$$

A massa de qualquer material é função do seu volume e densidade ρ , de acordo com (2.50).

$$m = \rho V \quad (2.50)$$

O veio da máquina, sobre o qual desliza o sistema de excitação, é um varão cilíndrico de alumínio (ou outro material não magnético, como o latão), cujo volume e massa são calculados através de (2.51) e (2.52), respectivamente.

$$V_{veio} = \pi r_1^2 l_{veio} \quad (2.51)$$

$$m_{veio} = \rho_{Al} V_{veio} \quad (2.52)$$

O volume e massa totais dos magnetos permanentes são dados por (2.53) e (2.54), respectivamente.

$$V_{permMagTotal} = \pi(r_2^2 - r_1^2)\tau_m \times N_{permMag} \quad (2.53)$$

$$m_{permMagTotal} = \rho_{NdFeB} V_{permMag} \quad (2.54)$$

O volume e massa totais das peças polares são dados por (2.55) e (2.56), respectivamente.

$$V_{polePieceTotal} = \pi(r_2^2 - r_1^2)\tau_m \times N_{polePiece} \quad (2.55)$$

$$m_{polePieceTotal} = \rho_{Fe1006} V_{polePieceTotal} \quad (2.56)$$

O volume ocupado pelos enrolamentos e massa dos condutores são calculados através de (2.57) e (2.58), respectivamente.

$$V_{enrolTotal} = \pi(r_4^2 - (r_3 + E_{cbob})^2) \times (\tau_{bob} - 2E_{cbob}) \times N_{fases} \times N_{conTrif} \quad (2.57)$$

$$m_{enrolTotal} = \rho_{Cu} V_{enrolTotal} \quad (2.58)$$

O volume e massa do ferro do estator são calculados através de (2.59) e (2.60), respectivamente.

$$V_{nucStat} = \pi(r_5^2 - r_4^2)l_{nucStat} \quad (2.59)$$

$$m_{nucStat} = \rho_{Fe1006} V_{nucStat} \quad (2.60)$$

Para efeitos de simulação dinâmica da máquina eléctrica são consideradas duas massas parciais do gerador: uma massa m_{genMov} que contabiliza as partes móveis, e outra

massa m_{genFix} que contabiliza as partes fixas, expressas por (2.61) e (2.62), respectivamente. A massa total do gerador resulta da soma de (2.61) e (2.62), em (2.63).

$$m_{genMov} = m_{permMagTotal} + m_{polePieceTotal} \quad (2.61)$$

$$m_{genFix} = m_{veio} + m_{enrolTotal} + m_{nucStat} \quad (2.62)$$

$$m_{genTotal} = m_{genMov} + m_{genFix} \quad (2.63)$$

Embora tenha sido projectada a utilização de suportes para os enrolamentos da máquina eléctrica, dado que não serão utilizados no protótipo, a sua massa não é contabilizada na massa do gerador. Na Tabela 2.2 apresentam-se as massas parciais e total da máquina eléctrica.

Tabela 2.2 – Massas parciais e total do gerador.

		<i>Massa [Kg]</i>
Massa do veio do gerador	m_{veio}	0.2863
Massa total dos magnetos permanentes	$m_{permMagTotal}$	0.8482
Massa total das peças polares	$m_{polePieceTotal}$	1.0684
Massa total dos enrolamentos	$m_{enrolTotal}$	5.5533
Massa total do núcleo do estator	$m_{nucStat}$	4.4908
Massa móvel do gerador	m_{genMov}	1.9166
Massa fixa do gerador	m_{genFix}	10.3304
Massa total do gerador	$m_{genTotal}$	12.2469

2.11. Cálculo das Indutâncias Próprias e Mútuas

De forma a se disporem de todos os dados necessários à correcta simulação dinâmica da máquina é necessário conhecer a sua matriz de indutâncias, que agrega todas as indutâncias próprias e mútuas, conforme exemplificado através da expressão (2.64), onde j e k representam o número de fases da máquina eléctrica.

$$L = \begin{bmatrix} L_{1,1} & L_{1,2} & L_{1,3} & \cdots & L_{1,k} \\ L_{2,1} & L_{2,2} & L_{2,3} & \cdots & L_{2,k} \\ L_{3,1} & L_{3,2} & L_{3,3} & \cdots & L_{3,k} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ L_{j,1} & L_{j,2} & L_{j,3} & \cdots & L_{j,k} \end{bmatrix} \quad (2.64)$$

A indutância $L_{j,k}$ representa a influência do campo magnético do circuito k sobre o circuito j , e pode ser descrita pela expressão (2.65), onde ψ_j representa o fluxo magnético de ligação do circuito j e i_k representa a corrente no circuito k .

$$L_{j,k} = \frac{\psi_j}{i_k} \quad (2.65)$$

Como as permeabilidades relativas dos magnetos permanentes e das peças polares são diferentes, a relutância magnética vista pelas bobinas da máquina eléctrica é variável, dependendo da posição do sistema de excitação. Assim, a matriz de indutâncias (2.64) é uma matriz tridimensional ($L \rightarrow f(x)$), e não bidimensional, conforme indicado em (2.64).

Utilizando a expressão (2.65) foi elaborado um programa, em ambiente Matlab, que, através da análise da máquina eléctrica por elementos finitos, determina a matriz de indutâncias próprias e mútuas $L(x)$. Estas indutâncias não contabilizam o efeito do campo magnético do sistema de excitação, pelo que foi necessário substituir os magnetos permanentes por um material com as mesmas características físicas mas sem campo magnético. Esta abordagem é necessária devido à existência de relutância variável. A influência da saturação dos circuitos magnéticos nas indutâncias também não é tida em consideração. Na Figura 2.29 é esquematizado o fluxograma simplificado do referido programa.

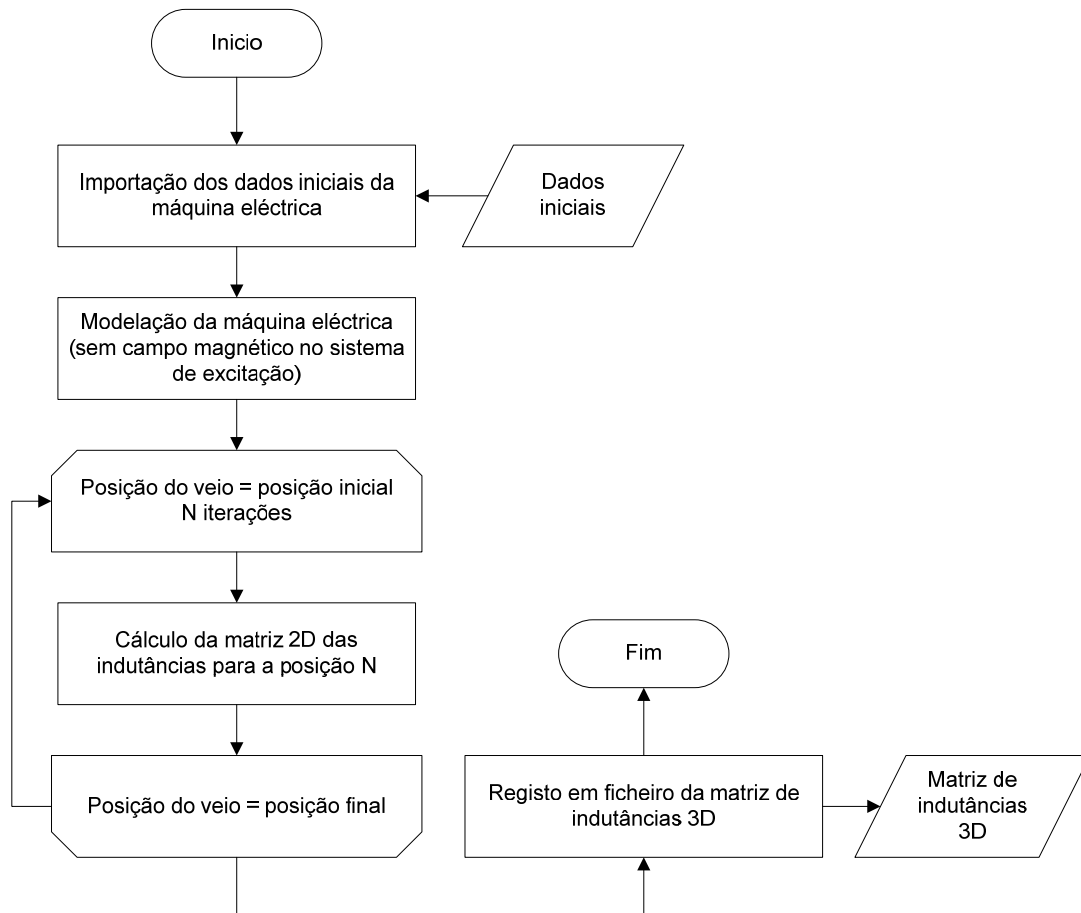


Figura 2.29 – Fluxograma simplificado do programa para o cálculo da matriz das indutâncias da máquina eléctrica.

Na figura 2.30 é representado o gráfico da indutância própria da fase 26 em função da posição do sistema de excitação, cujo movimento provoca uma relutância magnética variável, como se pode ver pela variação da indutância $L_{26,26}$. A variação da indutância $L_{26,26}$ contida no rectângulo vermelho, assinalado na Figura 2.30, ocorre quando a fase/bobina 26 se encontra sob influencia do sistema de excitação (relutância variável, logo indutância variável). A restante zona do gráfico, corresponde à indutância da fase 26 quando esta não se encontra sob influência do sistema de excitação, ou seja, a relutância magnética é constante pelo que a indutância também o é.

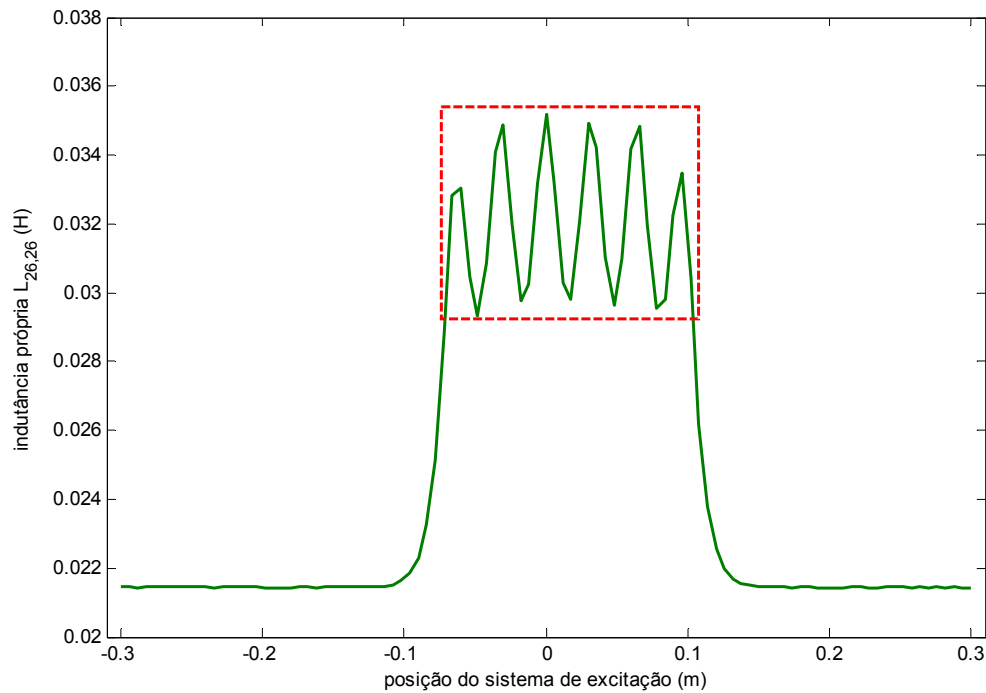


Figura 2.30 – Variação da indutância própria da fase 26 com a posição do sistema de excitação.

Analisando as indutâncias próprias de todas as fases/bobinas verificou-se que, quando sob influência do sistema de excitação (retângulo vermelho na Figura 2.30), o valor mínimo típico de indutância é de aproximadamente $0.03 H$ e o valor máximo típico de indutância é de aproximadamente $0.035 H$. Quando a fase/bobina da máquina eléctrica não se encontra sob influência do sistema de excitação a sua indutância típica é de aproximadamente $0.021 H$.

No gráfico da Figura 2.31 são registados o valor máximo, para uma determinada posição do sistema de excitação, das indutâncias mútuas e própria da fase 26. A primeira observação é a existência de uma simetria das indutâncias mútuas em torno da indutância própria da fase, diferenciada a vermelho na Figura 2.31, o que era esperado, dado que a máquina é longitudinalmente simétrica. A segunda observação é a diminuição da indutância mútua com o aumento da distância entre fases, verificando-se que um espaçamento de oito fases/bobinas provoca uma influência mútua praticamente desprezável.

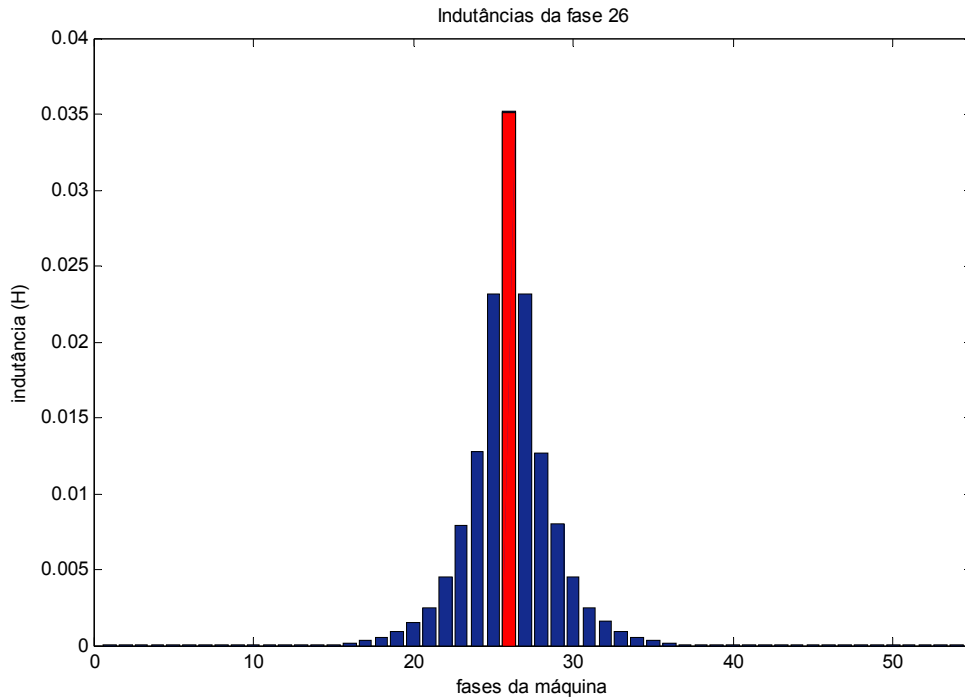


Figura 2.31 – Indutâncias própria e mútuas da fase 26.

2.12. Programa de Dimensionamento da Máquina Eléctrica

Na Figura 2.32 é apresentado o fluxograma simplificado do programa responsável pelo dimensionamento da máquina eléctrica, que implementa as várias expressões e metodologias descritas ao longo deste capítulo.

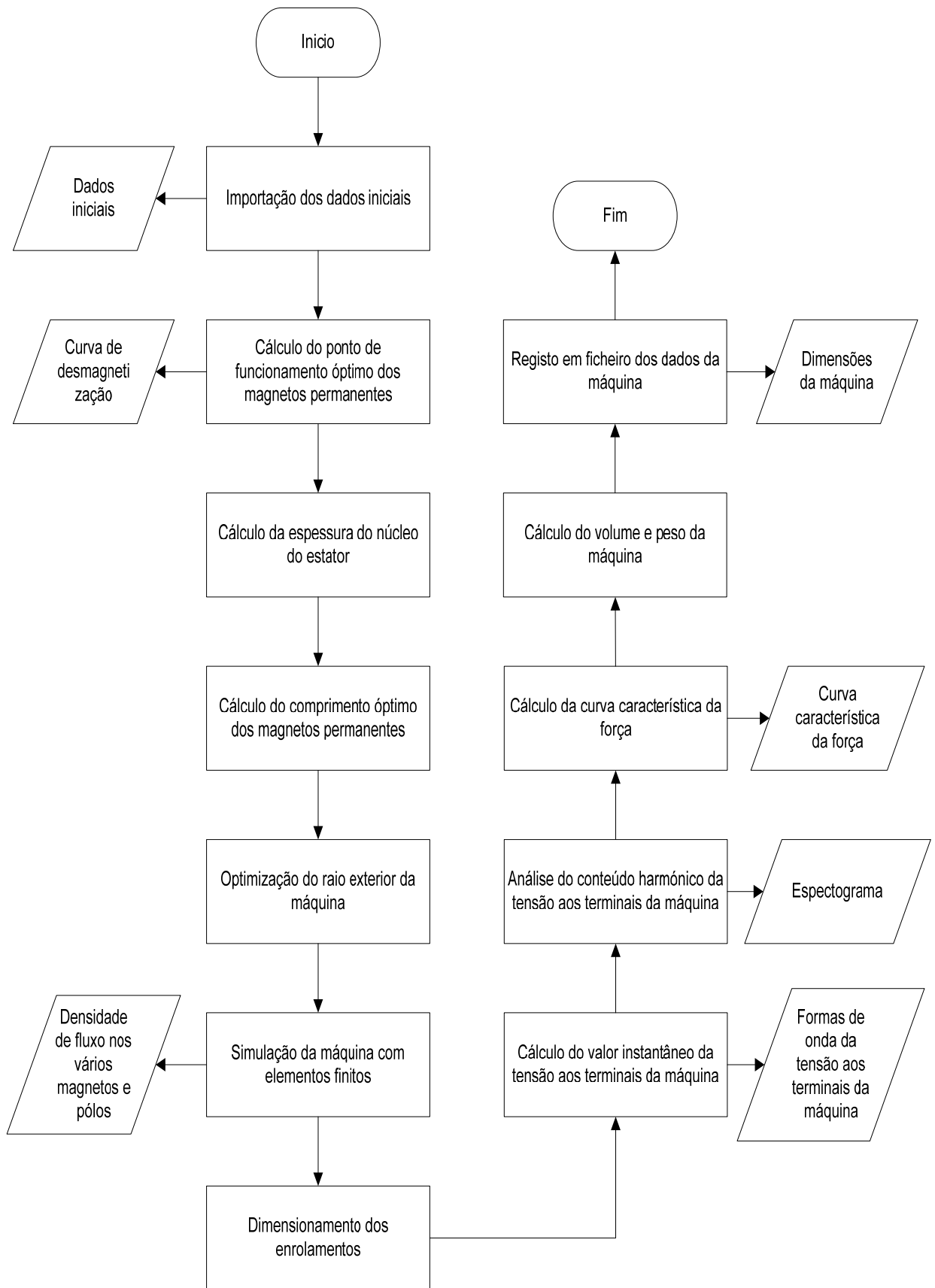


Figura 2.32 – Fluxograma do programa de dimensionamento da máquina eléctrica.

2.13. Conclusões

A tipologia escolhida para o gerador apresenta várias vantagens, nomeadamente a sua fácil construção mecânica e baixo conteúdo harmónico das tensões induzidas. O facto de a máquina ser tubular e não possuir dentes no estator facilita a sua construção mecânica. A não inclusão de dentes também diminui o conteúdo harmónico das tensões induzidas, embora este facto possa ser mais desvantajoso do que vantajoso, pois num meio imprevisível (ondas oceânicas) e cuja extracção de energia pelos elementos flutuadores é baixa, a utilização de dentes na máquina eléctrica permite duplicar a produção de energia. A utilização de um sistema de excitação com magnetização axial também permite um aumento na produção de energia relativamente a um sistema de excitação com magnetização radial.

A configuração escolhida para os enrolamentos da máquina, em paralelo, permite minimizar as perdas resistivas relativamente à configuração em série. Contudo, tal só se verifica porque esta máquina é do tipo estator longo (o comprimento do estator é superior ao comprimento do sistema de excitação). No caso de uma máquina com estator curto seria preferível utilizar a configuração em série, que permite reduzir a resistência por fase, bem como uma diminuição no número de componentes na ponte rectificadora.

A utilização de análise com elementos finitos permitiu um dimensionamento da máquina eléctrica mais correcto, evitando muitas das simplificações a que, geralmente se recorre. A utilização de elementos finitos permitiu, também, analisar a influência do comprimento finito do sistema de excitação na amplitude das tensões induzidas, tendo-se verificado que, mesmo numa máquina de muito baixa velocidade a amplitude das tensões geradas é seriamente afectada pelos efeitos de extremidade.

Tendo o gerador sido projectado para, a uma velocidade de 0.5 m/s , gerar uma tensão em vazio de $20 V_p$ por fase, verificou-se que, dependendo da posição do sistema de excitação, essa tensão pode ser apenas de 13 a $15 V_p$. Uma das formas de mitigar esta diferença de amplitudes será através da utilização de um sistema de excitação com número par de magnetos permanentes.

3. Modelo Dinâmico do Sistema de Extração e Conversão de Energia das Ondas

O modelo dinâmico do sistema de extração e conversão de energia das ondas apresentado neste capítulo da presente dissertação pretende possibilitar uma simulação completa do sistema. Para o efeito, o modelo desenvolvido divide-se em dois modelos principais: o modelo mecânico do sistema, aqui referido como o modelo dinâmico da bóia, e o modelo eléctrico do sistema, referido como o modelo dinâmico da máquina eléctrica.

O modelo mecânico da bóia descreve o comportamento dos elementos mecânicos da bóia e gerador, enquanto o modelo da máquina eléctrica descreve unicamente o comportamento eléctrico do gerador, incluindo o mecanismo de produção de força. Ambos os modelos podem ser executados em separado, permitindo a simulação da bóia e do gerador em vazio, ou seja, quando não é alimentada uma carga eléctrica.

A validação dos modelos dinâmicos desenvolvidos é apresentada em capítulo próprio, juntamente com a análise da resposta dinâmica do sistema.

3.1. Modelo Dinâmico da Bóia

O sistema proposto para a geração de energia eléctrica a partir da energia das ondas marítimas é composto por um elemento flutuador (bóia), que contém todos os elementos necessários à conversão de energia mecânica para energia eléctrica.

No interior da bóia, encontra-se um gerador linear de magnetos permanentes, de estator fixo. O sistema de excitação, composto por magnetos permanentes, desliza ao longo de um varão central, por acção do movimento da superfície do mar. A sua oscilação é garantida pela mola, e regulada em amplitude por uma massa adicional. Na Figura 3.1 é

esquemática a parte mecânica do sistema proposto. Não são esquematizados a electrónica de rectificação e inversão, controlo, amarras, e cabo eléctrico submarino.

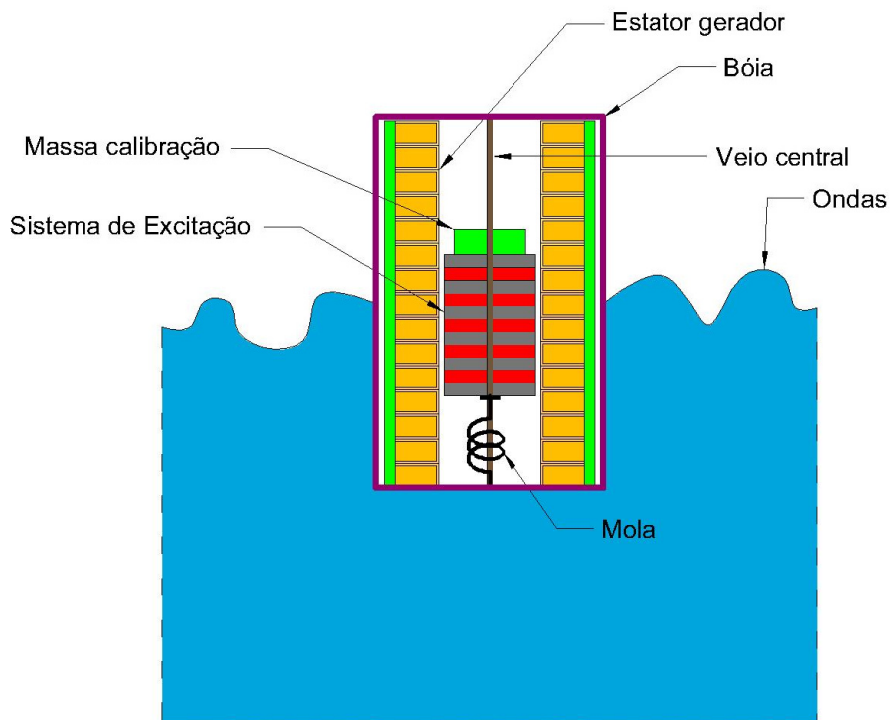


Figura 3.1 - Esquematização do sistema bóia-gerador.

3.1.1. Equações no Espaço de Estados

De modo a se poder modelar o comportamento dinâmico do sistema, é necessário reduzi-lo a um sistema mecânico composto por massas, molas, e amortecedores. Propõe-se, assim, o modelo mecânico apresentado na Figura 3.2. Neste modelo, são contabilizadas todas as forças transmitidas pelas ondas ao dispositivo (com excepção da força de impulsão), a força electromotriz desenvolvida pelo gerador eléctrico, o coeficiente de rigidez da mola no veio da máquina, e o coeficiente de amortecimento hidrodinâmico, devido à interacção da bóia com a água do mar. O elemento representa o coeficiente de atrito do gerador que é desprezado, pelo que. O elemento representa a força de impulsão exercida pela água sobre a bóia, sendo o seu coeficiente proporcional à secção radial da bóia. Considera-se como referência dos

deslocamentos do sistema o nível médio da superfície da água (sem ondas). Assim, o deslocamento h_1 representa a altura relativa das ondas, h_2 o deslocamento relativo da bóia, e h_3 o deslocamento relativo do sistema de excitação do gerador.

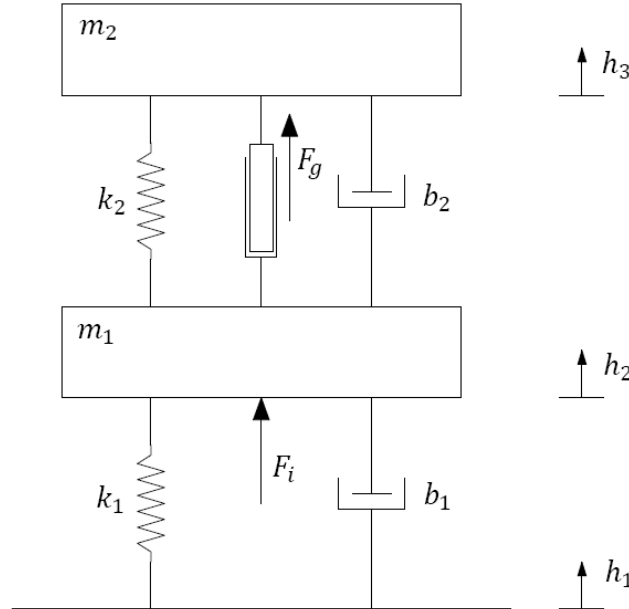


Figura 3.2 – Modelo mecânico do sistema bóia-gerador.

A partir do modelo mostrado na Figura 3.2, que representa o sistema apresentado na Figura 3.1, onde m_1 representa a massa da bóia e equipamentos de electrónica (na realidade, m_1 também contabiliza a massa de água deslocada pela bóia, mas tal será discutido em ponto próprio), e m_2 representa a massa do veio do gerador (inclui magnetos permanentes e peças polares) e massa de calibração, podem escrever-se as equações (3.1) e (3.2), admitindo que o sistema só possui movimento vertical.

$$m_1 \ddot{h}_2 + k_1(h_2 - h_1) + b_1(\dot{h}_2 - \dot{h}_1) + k_2(h_2 - h_3) + b_2(\dot{h}_2 - \dot{h}_3) + F_g - F_i = 0 \quad (3.1)$$

$$m_2 \ddot{h}_3 + k_2(h_3 - h_2) + b_2(\dot{h}_3 - \dot{h}_2) - F_g = 0 \quad (3.2)$$

Rescrevendo (3.1) e (3.2) de forma a obter a aceleração das massas do sistema, obtemos (3.3) e (3.4).

$$\ddot{h}_2 = -\frac{k_1}{m_1}h_2 + \frac{k_1}{m_1}h_1 - \frac{b_1}{m_1}\dot{h}_2 + \frac{b_1}{m_1}\dot{h}_1 - \frac{k_2}{m_1}h_2 + \frac{k_2}{m_1}h_3 - \frac{b_2}{m_1}\dot{h}_2 + \frac{b_2}{m_1}\dot{h}_3 - \frac{1}{m_1}F_g + \frac{1}{m_1}F_i \quad (3.3)$$

$$\ddot{h}_3 = -\frac{k_2}{m_2}h_3 + \frac{k_2}{m_2}h_2 - \frac{b_2}{m_2}\dot{h}_3 + \frac{b_2}{m_2}\dot{h}_2 + \frac{1}{m_2}F_g \quad (3.4)$$

Rescrevendo (3.3) de modo a colocar o termo de primeira ordem de h_1 no lado esquerdo da equação, e reorganizando (3.4), obtemos as expressões (3.5) e (3.6).

$$\ddot{h}_2 - \frac{b_1}{m_1}\dot{h}_1 = \frac{k_1}{m_1}h_1 - \left(\frac{k_1 + k_2}{m_1}\right)h_2 - \left(\frac{b_1 + b_2}{m_1}\right)\dot{h}_2 + \frac{k_2}{m_1}h_3 + \frac{b_2}{m_1}\dot{h}_3 - \frac{1}{m_1}F_g + \frac{1}{m_1}F_i \quad (3.5)$$

$$\ddot{h}_3 = \frac{k_2}{m_2}h_2 + \frac{b_2}{m_2}\dot{h}_2 - \frac{k_2}{m_2}h_3 - \frac{b_2}{m_2}\dot{h}_3 + \frac{1}{m_2}F_g \quad (3.6)$$

Considerem-se como variáveis de estado, a velocidade e aceleração das massas do sistema, conforme em (3.7), (3.8), (3.9), e (3.10).

$$x_1 = h_2 \quad (3.7)$$

$$x_2 = \dot{h}_2 - \frac{b_1}{m_1}h_1 \quad (3.8)$$

$$x_3 = h_3 \quad (3.9)$$

$$x_4 = \dot{h}_3 \quad (3.10)$$

Admitam-se como entradas do sistema, o deslocamento vertical h_1 , a força de reacção do gerador F_g , e outras forças exercida pelas ondas na bóia F_i (não inclui força de impulsão), o vector de entradas do sistema é escrito na forma (3.11).

$$\begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_1 \\ F_g \\ F_i \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

Derivando as variáveis de estado do sistema, (3.7), (3.8), (3.9), e (3.10), podem ser obtidas imediatamente duas equações do sistema em espaço de estados, nomeadamente (3.12) e (3.14).

$$\dot{x}_1 = \dot{h}_2 = x_2 + \frac{b_1}{m_1} h_1 \quad (3.12)$$

$$\dot{x}_2 = \ddot{h}_2 - \frac{b_1}{m_1} \dot{h}_1 \quad (3.13)$$

$$\dot{x}_3 = \dot{h}_3 = x_4 \quad (3.14)$$

$$\dot{x}_4 = \ddot{h}_3 \quad (3.15)$$

Substituindo as representações das variáveis de estado e entradas, as equações (3.5), e (3.6), são reescritas na forma de (3.16) e (3.17).

$$\begin{aligned} \dot{x}_2 = & -\left(\frac{k_1 + k_2}{m_1}\right)x_1 - \left(\frac{b_1 + b_2}{m_1}\right)x_2 + \frac{k_2}{m_1}x_3 + \frac{b_2}{m_1}x_4 \\ & + \left(\frac{k_1}{m_1} - \frac{b_1^2 + b_1b_2}{m_1^2}\right)u_1 - \frac{1}{m_1}u_2 + \frac{1}{m_1}u_3 \end{aligned} \quad (3.16)$$

$$\dot{x}_4 = \frac{k_2}{m_2}x_1 + \frac{b_2}{m_2}x_2 - \frac{k_2}{m_2}x_3 - \frac{b_2}{m_2}x_4 + \frac{b_1b_1}{m_1m_2}u_1 + \frac{1}{m_2}u_2 \quad (3.17)$$

Tendo sido obtidas as várias equações que descrevem o sistema no espaço de estados, as mesmas, (3.12), (3.14), (3.16), e (3.17), podem ser escritas em forma matricial, conforme expresso por (3.18).

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{bmatrix} = & \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\left(\frac{k_1 + k_2}{m_1}\right) & -\left(\frac{b_1 + b_2}{m_1}\right) & \frac{k_2}{m_1} & \frac{b_2}{m_1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{k_2}{m_2} & \frac{b_2}{m_2} & -\frac{k_2}{m_2} & -\frac{b_2}{m_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{bmatrix} \\ & + \begin{bmatrix} \frac{b_1}{m_1} & 0 & 0 \\ \left(\frac{k_1}{m_1} - \frac{b_1^2 + b_1b_2}{m_1^2}\right) & -\frac{1}{m_1} & \frac{1}{m_1} \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{b_1b_1}{m_1m_2} & \frac{1}{m_2} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.18)$$

Do sistema mecânico da bóia e do gerador pretende-se conhecer a velocidade e aceleração das massas, a força exercida pelas molas, e o deslocamento e velocidade do sistema de excitação do gerador, utilizando-se para o efeito as expressões (3.19) a (3.26), respectivamente.

$$y_1 = h_2 = x_1 \quad (3.19)$$

$$y_2 = \dot{h}_2 = x_2 + \frac{b_1}{m_1} u_1 \quad (3.20)$$

$$y_3 = h_3 = x_3 \quad (3.21)$$

$$y_4 = \dot{h}_3 = x_4 \quad (3.22)$$

$$y_5 = F_{k_1} = k_1(h_1 - h_2) = -k_1 x_1 + k_1 u_1 \quad (3.23)$$

$$y_6 = F_{k_2} = k_2(h_3 - h_2) = -k_2 x_1 + k_2 x_3 \quad (3.24)$$

$$y_7 = z_{gen} = h_2 - h_3 = x_1 - x_3 \quad (3.25)$$

$$y_8 = v_{gen} = \dot{h}_2 - \dot{h}_3 = x_2 - x_4 + \frac{b_1}{m_1} u_1 \quad (3.26)$$

Reescrevendo as equações (3.19) a (3.26) na forma matricial, obtemos (3.27).

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \\ y_5 \\ y_6 \\ y_7 \\ y_8 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ -k_1 & 0 & 0 & 0 \\ -k_2 & 0 & k_2 & 0 \\ 1 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ \frac{b_1}{m_1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ k_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{b_1}{m_1} & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

As equações matriciais (3.18) e (3.27) compõem o modelo dinâmico mecânico do sistema, permitindo a sua simulação em ambiente Matlab, com recurso ao Simulink.

3.1.2. Dimensionamento da Bóia

Obtidas as equações no espaço de estados, é necessário determinar os parâmetros das mesmas, nomeadamente, as massas do sistema, os coeficientes de rigidez, e os coeficientes de atrito viscoso. Contudo, estes parâmetros dependem das dimensões da bóia, cujo cálculo se apresenta neste ponto.

O dimensionamento da mola que garante o retorno do sistema de excitação à sua posição inicial não depende exactamente das dimensões da bóia, mas sim do curso do gerador e da máxima força a desenvolver pela mola. Assim, e admitindo que a mola é ideal, o coeficiente de rigidez k_2 da mola pode ser obtido através de (3.28), onde F_{max} representa a máxima força desenvolvida pelo gerador e Δl_{mola} representa a deformação da mola.

$$k_2 = \frac{\Delta F_{mola}}{\Delta l_{mola}} = \frac{F_{max}}{\Delta l_{mola}} \quad (3.28)$$

No entanto, a mola com um coeficiente de rigidez k_2 será dimensionada em função da frequência de ressonância pretendida para o sistema.

O gerador extrairá a máxima energia quando a frequência natural (ou frequência de ressonância) do sistema de excitação e da mola for igual à frequência da onda de água. Para o modelo dinâmico da Figura 3.2 essa frequência é dada pela expressão (3.29), onde m_2 (3.30) representa a massa do sistema de excitação m_{exc} , calculada durante o dimensionamento da máquina eléctrica, e uma massa de lastro m_{cal2} , utilizada para ajustar a frequência de ressonância do gerador.

$$f_{natGen} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_2}{m_2}} \quad (3.29)$$

$$m_2 = m_{exc} + m_{cal2} \quad (3.30)$$

Admitindo que se pretende que a frequência natural do gerador seja de 0.959740 Hz , e sem massa de lastro no sistema de excitação ($m_{cal2} = 0 \text{ kg}$), utilizando as expressões (3.29) e (3.30), obtemos que $k_2 = 72.72721 \text{ N/m}$.

Do mesmo modo, também a bóia extrai a máxima energia das ondas quando a sua frequência natural é igual à frequência da onda de água. Para o modelo dinâmico da Figura 3.2 essa frequência é dada por (3.31).

$$f_{natBoia} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_1}{m_1}} \quad (3.31)$$

Como foi referido no ponto 3.1.1., a impulsão exercida pela água sobre a bóia é representada pela mola com coeficiente de rigidez k_1 . Tal analogia é possível devido ao facto de o volume submerso da bóia variar com o movimento da superfície da água. Tome-se como exemplo a Figura 3.3, onde se indicam dois níveis de água diferentes. Estes dois níveis correspondem à variação de deslocamento vertical da superfície da água $\Delta z = z_b - z_a$.

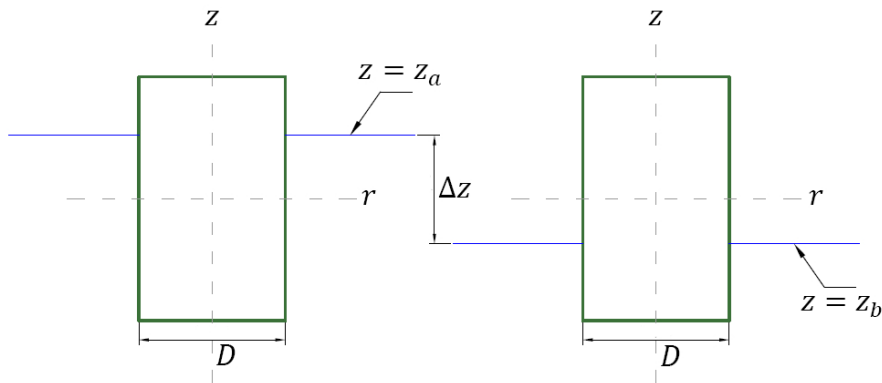


Figura 3.3 – Esquemática da variação do volume submerso da bóia.

Admitindo que a bóia só possui movimento vertical, e a sua secção transversal é constante, a variação do volume submerso da bóia cilíndrica é expressa por (3.32), onde D representa o diâmetro da bóia.

$$\Delta V_{sub} = \Delta z \times \pi \frac{D^2}{4} \quad (3.32)$$

A força de impulsão (ou de Arquimedes) resultante desta variação de volume submerso da bóia pode ser escrita na forma de (3.33), onde ρ_{am} representa a densidade da água do mar.

$$F_I = \Delta V_{sub} \times \rho_{am} \times g = \rho_{am} \times g \times \pi \frac{D^2}{4} \Delta z \quad (3.33)$$

Sabendo que a força de uma mola pode ser escrita na forma $F_{mola} = k \times \Delta l$, onde k representa o seu coeficiente de rigidez, e Δl a distensão da mola, verifica-se que a expressão (3.33) também pode ser escrita na mesma forma. Assim, o coeficiente de rigidez k_1 do modelo mecânico da bóia-gerador é dado por (3.34).

$$k_1 = \rho_{am} \times g \times \pi \frac{D^2}{4} \quad (3.34)$$

Para que se possa proceder ao cálculo da frequência natural da bóia (expressão (3.30)) é também necessário definir a massa m_1 , que deve reflectir todas as massas fixas relativamente à bóia.

Quando um objecto é colocado numa dada massa de água, este desloca um volume de água igual ao volume submerso do objecto. No caso de um objecto flutuante, esta massa de água é igual à massa do objecto, pois o peso do objecto e a força de impulsão anulam-se. Como esta massa de água deslocada movimenta-se com a bóia é necessário contabilizá-la nas equações mecânicas do sistema. Existe também uma massa de água adicional excitada devido ao deslocamento vertical da bóia, cujo valor é inferior ao da massa do flutuador. A expressão que dita o valor da massa de água adicional para uma bóia cilíndrica, vertical, e parcialmente submersa foi deduzida por Hooft (1970) [8], conforme em (3.35).

$$m_{add} = \rho_{am} \frac{D^3}{6} \quad (3.35)$$

Assim, e de acordo com o parágrafo anterior, a massa m_1 pode ser descrita através da expressão (3.36), onde m_{boia} representa a massa do material que constitui a bóia cilíndrica, m_{gen1} representa a massa do gerador fixa relativamente à bóia, m_{cal1} é uma

massa de lastro incluída para efeitos de afinação da frequência natural da bóia, m_{disp} é a massa de água deslocada pela bóia, e m_{add} é a massa de água excitada pelo movimento vertical da bóia.

$$m_1 = m_{boia} + m_{gen1} + m_{cal1} + m_{disp} + m_{add} \quad (3.36)$$

A massa de água deslocada pela bóia m_{disp} contabiliza as massas que, em repouso, actuam sobre a água. São estas a massa do material do qual é constituída a bóia, as massas do gerador, e as massas de lastro, conforme descrito pela equação (3.37).

$$m_{disp} = m_{boia} + m_{gen1} + m_{gen2} + m_{cal1} + m_{cal2} \quad (3.37)$$

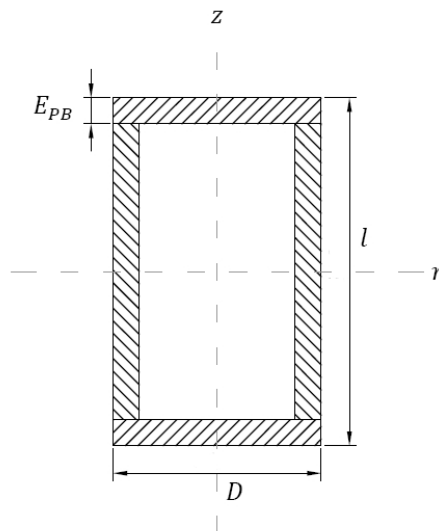


Figura 3.4 – Esquemática das zonas volumétricas da bóia, para cálculo da sua massa.

A massa da bóia propriamente dita, considerando unicamente o elemento flutuador, pode ser calculada utilizando a forma da Figura 3.4 como referência. Observando a esquematização do elemento flutuador, facilmente se deduz que a mesma pode ser decomposta em três volumes: um cilindro oco, e dois cilindros maciços. Como se conhece a densidade do material de que é constituída a bóia, a massa m_{boia} pode ser obtida através da expressão (3.38), onde ρ_{boia} representa a densidade do material que constitui o elemento flutuador, l representa o comprimento total da bóia, e E_{PB} representa a espessura das paredes da bóia.

$$m_{boia} = \pi \left[\left(\frac{D^2}{4} - \left(\frac{D - 2E_{PB}}{2} \right)^2 \right) \times (l - 2E_{PB}) + 2 \frac{D^2}{4} E_{PB} \right] \rho_{boia} \quad (3.38)$$

Obtidas as equações necessárias para efectuar o dimensionamento da bóia, é necessário assegurar a flutuabilidade do sistema. Na Figura 3.5 esquematiza-se uma bóia cilíndrica em equilíbrio numa dada massa de água, onde D representa o diâmetro da bóia, l o comprimento total da bóia, l_1 o comprimento não submerso da bóia, e l_2 o comprimento submerso da bóia.

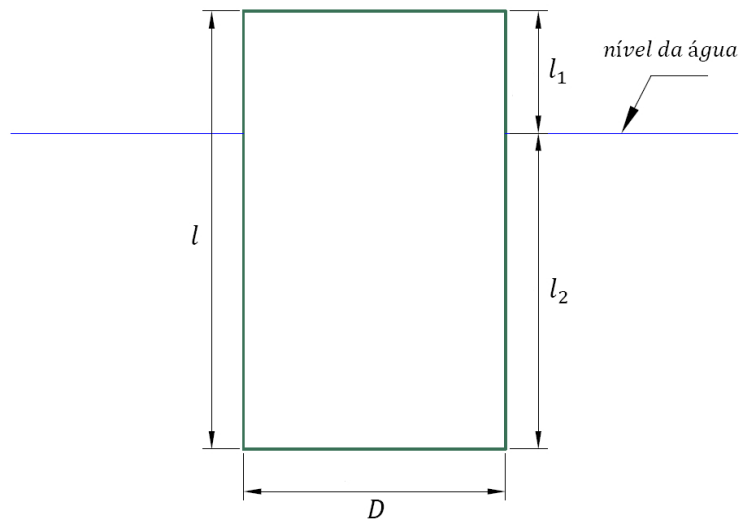


Figura 3.5 – Esquematização de uma bóia cilíndrica parcialmente submersa.

Para o dimensionamento da bóia pretende-se conhecer a razão entre o comprimento (ou altura) não submerso da bóia e o comprimento total da mesma. Estando o flutuador em equilíbrio, o seu peso é igual à força de impulsão da massa de água. Sabendo que a força de impulsão da massa de água é dada pelo produto da massa de água deslocada pela bóia com a aceleração da gravidade, pode ser escrita a equação (3.39).

$$\begin{aligned} P_{boia} = F_I &\Rightarrow m_{boia1} \times g = V_{sub} \times \rho_{am} \times g \Rightarrow m_{boia1} \times g \\ &= \pi \frac{D^2}{4} l_2 \times \rho_{am} \times g \end{aligned} \quad (3.39)$$

Reescrevendo (3.39) em função do comprimento submerso da bóia obtemos (3.40).

$$l_2 = \frac{4m_{boia1}}{\pi D^2 \rho_{am}} \quad (3.40)$$

Como $l = l_1 + l_2$, a razão l_1/l é calculada através da expressão (3.41), onde a massa da bóia m_{boia1} deve reflectir todas as massas que actuam sobre a bóia em equilíbrio (3.42). Apesar de não se terem sido consideradas para o dimensionamento da bóia, a massa m_{boia1} também pode contabilizar a massa das amarras do sistema.

$$\frac{l_1}{l} = 1 - \frac{4m_{boia1}}{\pi l D^2 \rho_{am}} \quad (3.41)$$

$$m_{boia1} = m_{boia} + m_{gen1} + m_{cal1} + m_{gen2} + m_{cal2} \quad (3.42)$$

Existe, ainda, uma outra condição, considerada no dimensionamento do diâmetro da bóia, mas apenas para verificação dos cálculos. Considerando a bóia com diâmetro D sob acção da onda sinusoidal com o comprimento de onda λ mostrado na Figura 3.6 a), verifica-se que não existe movimento vertical da bóia, pois as forças exercidas pela onda sobre a bóia anulam-se. Assim, não existe força vertical para os casos expressos por (3.43), quando o diâmetro do flutuador é múltiplo do comprimento da onda de excitação. No caso da Figura 3.6 b), a força resultante vertical não é nula, pelo que ocorre movimento vertical da bóia. Assim, para que ocorra movimento vertical de uma bóia, a relação entre o seu diâmetro e o comprimento de onda do mar deve respeitar (3.44).

$$D = N\lambda, \quad N = 1,2,3, \dots \quad (3.43)$$

$$D = \frac{N\lambda}{2}, \quad N = 1,3,5, \dots \quad (3.44)$$

Note-se que também existe movimento vertical da bóia para $D < \frac{\lambda}{2}$, ou seja $N \in]0,1]$ e $N \notin \mathbb{Z}$.

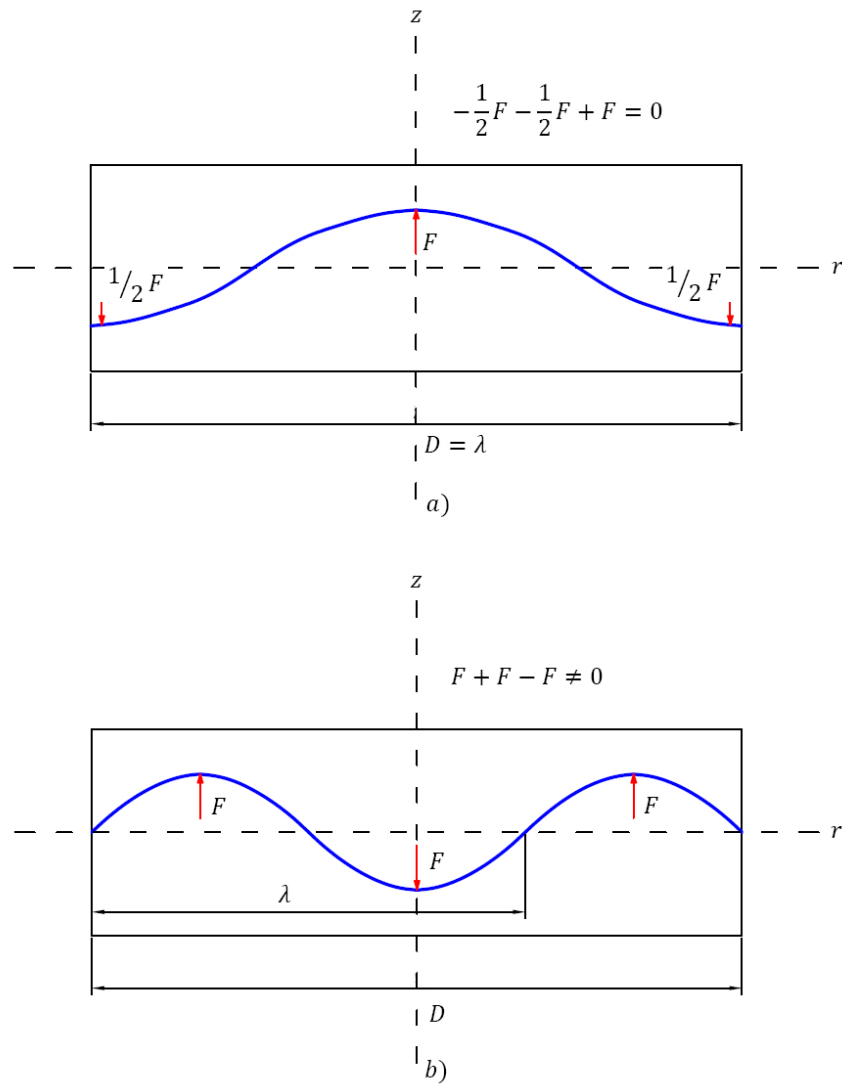


Figura 3.6 – Relação entre o diâmetro de uma bóia e o comprimento da onda de excitação: a) movimento puramente de inclinação, b) movimento puramente vertical.

Como se consideram as ondas do mar monocromáticas (puramente sinusoidais), o seu comprimento de onda é expresso através de (3.45), onde g representa a aceleração da gravidade, e T o período das ondas.

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \quad (3.45)$$

No dimensionamento da bóia não foi considerado o seu coeficiente hidrodinâmico b_1 , ou coeficiente de atrito viscoso entre a água do mar e a superfície da bóia. No entanto, este é necessário para a correcta simulação do sistema. Este coeficiente foi deduzido em

[15] (e referido por [16]) para uma bóia cilíndrica, expressando-se através de (3.46), onde \bar{A} representa a razão entre o movimento vertical da onda e o movimento vertical da bóia (3.47).

$$b_1 = \frac{\pi^2 \rho_{am} \times g^2}{8 \times (2\pi f_{natBoia})^3} \bar{A}^2 D \quad (3.46)$$

$$\bar{A} = \frac{\Delta z_{onda}}{\Delta z_{boia}} \quad (3.47)$$

Após o cálculo de b_1 dispõem-se de todas as expressões necessárias ao dimensionamento e simulação da bóia. No dimensionamento da bóia são consideradas duas situações distintas: uma bóia cuja frequência natural é igual à frequência natural do gerador (bóia 1), e uma bóia cuja frequência natural é igual à frequência natural de uma dada onda (bóia 2). Para ambos os casos foi escrito um programa em ambiente Matlab que executa todos os cálculos, sendo os respectivos algoritmos e resultados apresentados em seguida.

Bóia 1

Como foi referido, para o dimensionamento da bóia 1 (diâmetro e massa) foi considerado que a sua frequência natural é igual à frequência natural do gerador projectado. Assim, o programa utiliza as expressões (3.29) e (3.30) para determinar a frequência natural do gerador. Conhecida a frequência de ressonância é calculado o diâmetro da bóia, de forma iterativa, satisfazendo a condição pretendida ($f_{natBoia} = f_{natGen}$). Na Figura 3.7 é esquematizado o algoritmo do programa utilizado, indicando-se também as expressões utilizadas. Como é evidente, o sistema bóia-gerador extrai a máxima energia de uma onda que possua uma frequência igual à frequência natural do sistema.

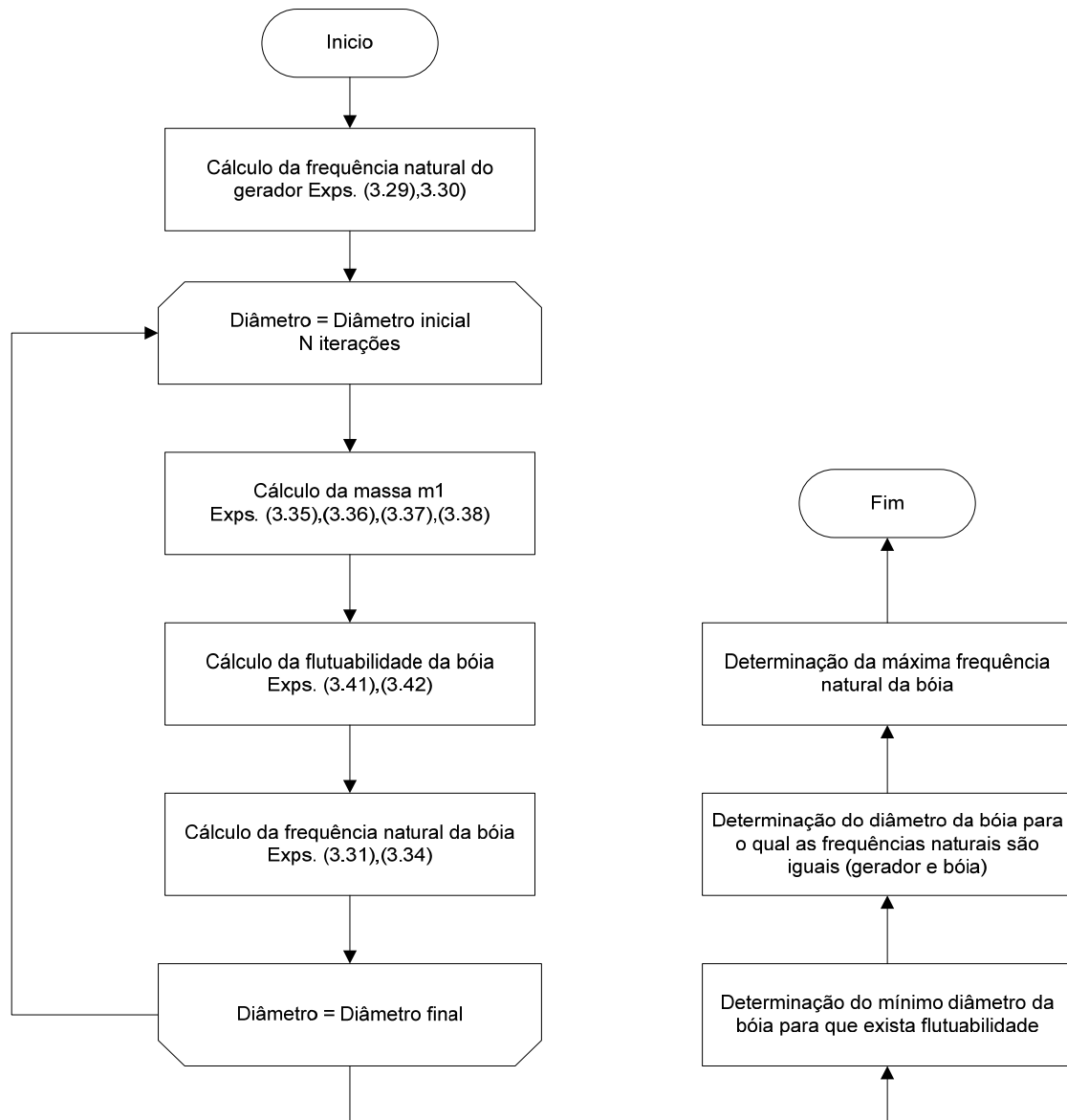


Figura 3.7 – Algoritmo simplificado do programa de dimensionamento da bóia 1.

Os parâmetros pré-definidos para a bóia são listados na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Parâmetros pré-definidos da bóia 1.

Massa fixa do gerador	m_{gen1}	10 kg
Massa móvel do gerador	m_{gen2}	2 kg
Comprimento da bóia	l	0.7 m
Espessura das paredes da bóia	E_{PB}	4 mm
Massa de lastro da bóia	m_{cat1}	0 kg

Como as várias expressões utilizadas no dimensionamento da bóia dependem quadrática e cubicamente do diâmetro da bóia, existem várias soluções possíveis para o diâmetro da bóia. No entanto, algumas soluções poderão não ser fisicamente possíveis. O gráfico da Figura 3.8 regista o período natural da bóia em função do seu diâmetro. Optou-se pelo período em detrimento da frequência porque as ondas marítimas são caracterizadas, geralmente, pelo seu período, sendo possível observar a dupla solução para o problema pretendido ($f_{natBoia} = f_{natGen}$).

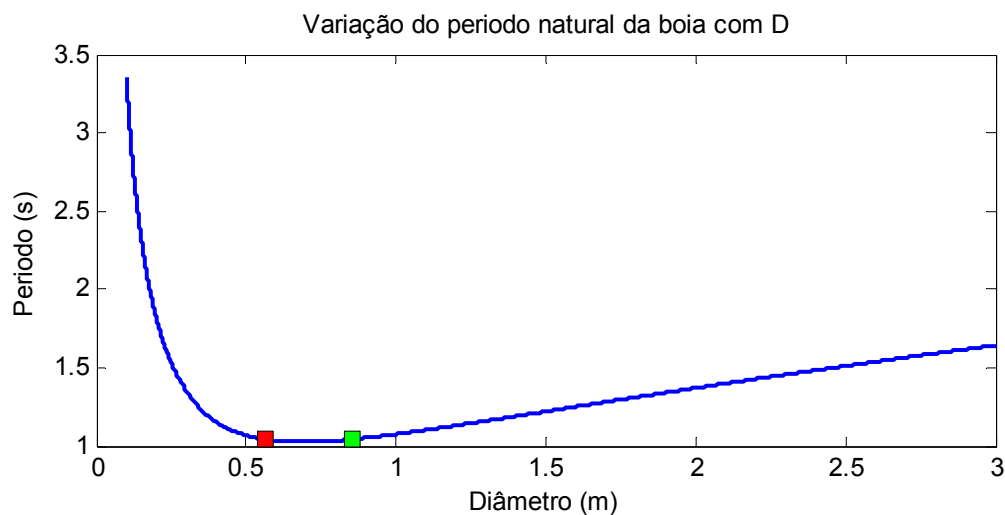


Figura 3.8 – Variação do período natural da bóia 1 em função do seu diâmetro, e soluções do problema.

As duas soluções obtidas, indicadas no gráfico da Figura 3.8 através dos marcadores vermelho e verde, são, para este caso, possíveis. Na Tabela 3.2 indicam-se os parâmetros calculados em ambas as soluções.

Tabela 3.2 – Soluções do dimensionamento da bóia 1.

		Solução 1 (marcador vermelho)	Solução 2 (marcador verde)
Diâmetro da bóia	D [m]	0.563320	0.851410
Coefficiente da força de impulsão	k_1 [N/m]	2517.43	5750.76
Massa total da bóia	$m_{boia} + m_{cal1}$ [kg]	9.26456	16.091902
Porcentagem da altura não submersa da bóia	l_1/l	0.851055	0.918166

Sabendo que a frequência natural do sistema é de aproximadamente 0.96 Hz , e aplicando as expressões (3.44) e (3.45), o diâmetro para o qual existe movimento vertical da bóia é de aproximadamente 0.85 m , o que valida a solução 2. Contudo, dado que o diâmetro da bóia é menor do que meio comprimento de onda da ‘onda natural’ ($D < \frac{\lambda}{2}$), também existe movimento vertical para a solução 1.

De ambas as soluções optou-se pela solução 2, por permitir extrair o dobro da energia das ondas relativamente à bóia da solução 1, como se pode ver através do coeficiente k_1 de ambas as soluções (este coeficiente de rigidez é directamente proporcional à força imprimida pelas ondas à bóia). A bóia da solução 2 possui, no entanto, o inconveniente de obrigar a um maior dispêndio de material na sua construção, e o seu diâmetro é muito superior ao diâmetro do gerador.

Bóia 2

No dimensionamento da bóia 2 (diâmetro e massa) foi considerado que a sua frequência natural é igual à frequência de uma determinada onda, cujo período pode ser encontrado na costa portuguesa. O período escolhido é de 4 s , embora a maioria das ondas em Portugal possua períodos de 5 s ou mais. Assim, o programa utiliza as expressões (3.29) e (3.30) para determinar qual deve ser o coeficiente de rigidez k_2 para que a frequência natural do gerador seja igual à frequência da onda do mar.

Para uma determinada massa de lastro m_{cal1} (determinada por aproximações sucessivas), é calculado o diâmetro da bóia, de forma iterativa, satisfazendo a condição pretendida ($f_{natBoia} = f_{natGen}$). Na Figura 3.10 esquematiza-se o algoritmo do programa utilizado (idêntico ao programa utilizado para o dimensionamento da bóia 1), indicando-se também as expressões utilizadas. Tal como no caso da bóia 1, o sistema bóia-gerador extrai a máxima energia de uma onda que possua uma frequência igual à frequência natural do sistema.

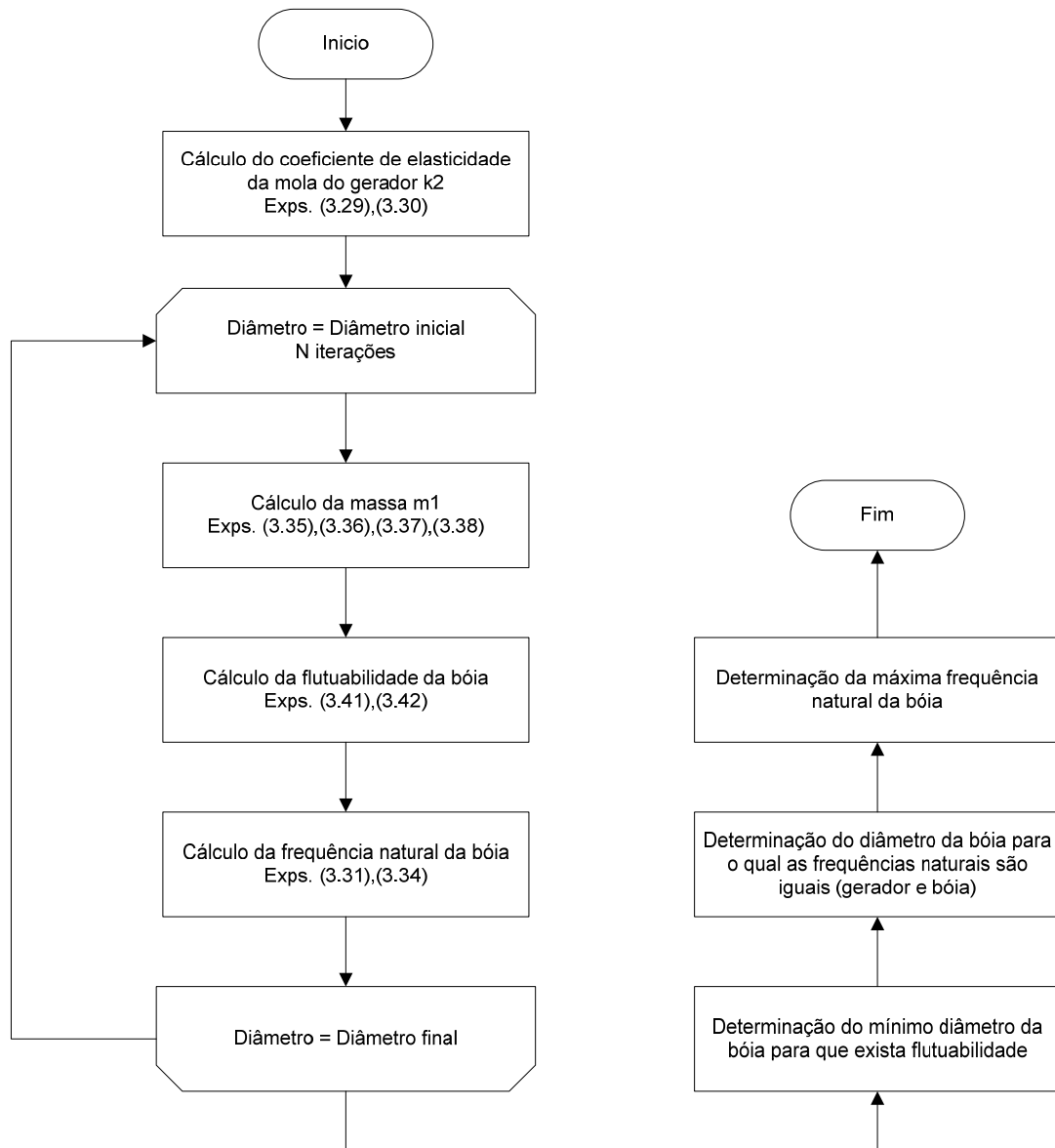


Figura 3.9 – Algoritmo simplificado do programa de dimensionamento da bóia 2.

Não utilizando qualquer massa de lastro na bóia numa primeira situação $m_{cal1} = 0 \text{ kg}$, obtém-se uma solução para o diâmetro e a massa da bóia. Os restantes parâmetros pré-definidos são listados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Parâmetros pré-definidos da bóia 2 para $m_{cal1} = 0 \text{ kg}$.

Massa fixa do gerador	m_{gen1}	10 kg
Massa móvel do gerador	m_{gen2}	2 kg
Comprimento da bóia	l	0.9 m
Espessura das paredes da bóia	E_{PB}	20 mm

O gráfico da Figura 3.10 regista o período natural da bóia em função do seu diâmetro, sendo possível observar a solução para o problema pretendido ($f_{natBoia} = f_{natGen} = f_{onda}$).

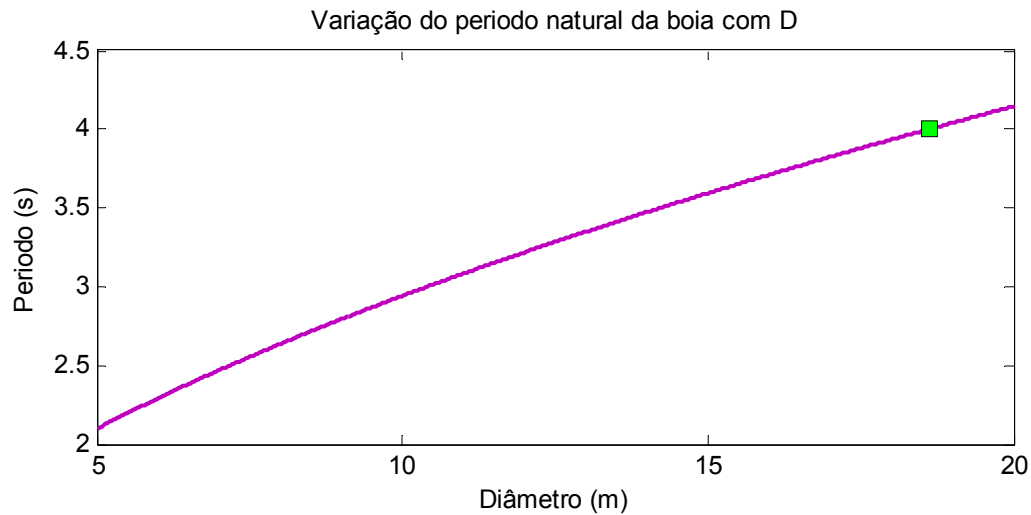


Figura 3.10 – Variação do período natural da bóia 2 em função do seu diâmetro, e soluções do problema para $m_{cal1} = 0 \text{ kg}$.

Na Tabela 3.4 indicam-se os parâmetros calculados na solução do problema para $m_{cal1} = 0$.

Tabela 3.4 – Solução do dimensionamento da bóia 2 para $m_{cal1} = 0 \text{ kg}$.

		Solução 1 (marcador verde)
Diâmetro da bóia	$D \text{ [m]}$	18.1895
Coefficiente da força de impulsão	$k_1 \text{ [N/m]}$	2624758.217
Massa total da bóia	$m_{boia} + m_{cal1} \text{ [kg]}$	15305.036
Porcentagem da altura não submersa da bóia	l_1/l	0.935963
Coefficiente de rigidez da mola do gerador	$k_2 \text{ [N/m]}$	4.9348

Sabendo que a frequência natural do sistema é de 0.25 Hz , e aplicando as expressões (3.44) e (3.45), o diâmetro para o qual existe movimento vertical da bóia é de aproximadamente 12.6 m . Como o diâmetro calculado é inferior ao comprimento da

onda do mar, 25.18 m, existe movimento vertical da boia quando excitada por uma onda de 4 s de período, o que valida a solução 1.

Contudo, seria irrealista utilizar o gerador projectado nesta bóia pois ele não foi projectado para operar nas condições reais do oceano (frequência e amplitude de funcionamento). Um gerador projectado para operar com a bóia da solução 1 teria um diâmetro e massa muito superiores aos da máquina eléctrica actual. Adicionalmente, uma bóia que opere no oceano seria construída em aço, o que aumentaria em muito a sua própria massa.

Assim, procurou-se resolver um segundo problema em que a massa de lastro da bóia $m_{cal1} = 76000 \text{ kg}$. Este considerável aumento da massa da bóia pretende reflectir o disposto no parágrafo anterior. Os restantes parâmetro pré-definidos são iguais aos utilizados no primeiro cálculo da bóia (solução 1), e listados na Tabela 3.4.

Tal como na bóia 1 (e bóia 2), o gráfico da Figura 3.11 regista o período natural da bóia em função do seu diâmetro, sendo possível observar a dupla solução para o problema pretendido ($f_{natBoia} = f_{natGen} = f_{onda}$).

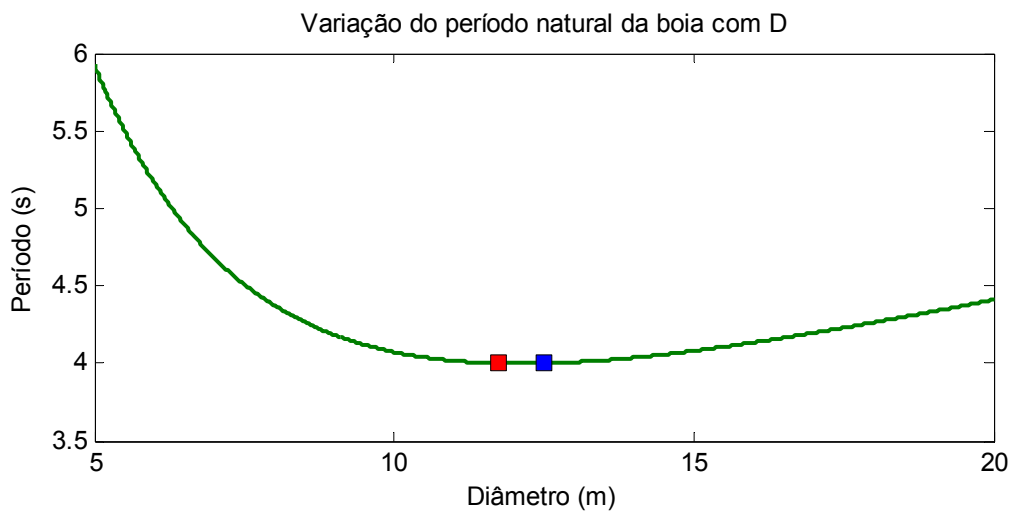


Figura 3.11 – Variação do período natural da bóia 2 em função do seu diâmetro, e soluções do problema para $m_{cal1} = 76000 \text{ kg}$.

As duas soluções obtidas (e indicadas no gráfico da Figura 3.11 através dos marcadores vermelho e azul) são, para este caso, possíveis. Na Tabela 3.5 indicam-se os parâmetros calculados em ambas as soluções.

Tabela 3.5 – Soluções do dimensionamento da bóia 2 para $m_{cal1} = 76000 \text{ kg}$.

		Solução 2 (marcador vermelho)	Solução 3 (marcador azul)
Diâmetro da bóia	$D [m]$	11.753	12.509
Coefficiente da força de impulsão	$k_1 [N/m]$	1095835.2	1241346.3
Massa total da bóia	$m_{boia} + m_{cal1} [kg]$	82704.1	83533.54
Porcentagem da altura não submersa da bóia	l_1/l	0.176445	0.265702
Coefficiente de rigidez da mola	$k_2 [N/m]$	4.9348	4.9348

Como, de acordo com as expressões (3.44) e (3.45), o diâmetro da bóia deve ser de aproximadamente 12.6 m para que exista um movimento vertical puro da bóia, ambas as soluções são válidas. No entanto, a solução 3 parece ser a mais indicada, pois essa bóia apresenta maior fluatuabilidade (l_1/l) do que a bóia da solução 2.

3.2. Modelo Dinâmico da Máquina Eléctrica

Para a modelação da máquina eléctrica são desenvolvidos e apresentados dois modelos distintos: um primeiro modelo onde a máquina eléctrica é reduzida a um gerador equivalente de corrente contínua com magnetos permanentes; e um segundo modelo onde a máquina eléctrica é modelada como um gerador síncrono de magnetos permanentes. Ambos os modelos dependem em grande medida da análise da máquina eléctrica através de elementos finitos.

Ambos os modelos caem na categoria de modelos de parâmetros concentrados, embora o modelo da máquina de corrente contínua possua parâmetros mais concentrados do que o modelo da máquina síncrona, na medida em que muita da informação da máquina não é acessível de forma directa. Esta é uma das grandes desvantagens deste modelo,

embora possua a vantagem de ser mais compacto e serem necessários menos recursos computacionais para o seu cálculo e execução.

O modelo da máquina síncrona permite ao utilizador um maior leque de informação sobre a máquina, mas á custa de um elevado esforço computacional para o cálculo dos seus parâmetros. Embora este modelo seja mais dispendioso no seu cálculo, a sua execução não é muito mais morosa do que o modelo da máquina de corrente contínua equivalente.

3.2.1. Modelo Dinâmico da Máquina Eléctrica como Gerador de Corrente Contínua de Magnetos Permanentes

Um gerador de corrente contínua com magnetos permanentes pode ser modelado através do circuito eléctrico equivalente da Figura 3.12, onde e_a representa a força electromotriz da máquina, e L_a e r_a representam a indutância própria e resistência dos enrolamentos da máquina, respectivamente. A queda de tensão aos terminais da máquina é representada por u_a .

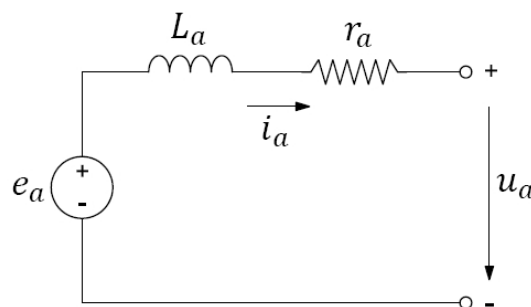


Figura 3.12 – Circuito eléctrico equivalente do gerador de corrente contínua com magnetos permanentes.

A força electromotriz do gerador, devida ao campo magnético de excitação, é directamente proporcional à velocidade linear do mesmo e duma constante, denominada $k\phi$, conforme na expressão (3.48).

$$e_a = k\phi \times v_{gen} \quad (3.48)$$

O circuito equivalente da Figura 3.12 pode ser descrito através da equação diferencial (3.49), e a força electromagnética da máquina através da expressão (3.50).

$$\frac{di_a}{dt} = -\frac{r_a}{L_a}i_a + \frac{k\phi}{L_a}v_{gen} - \frac{1}{L_a}u_a \quad (3.49)$$

$$F_e = k\phi \times i_a \quad (3.50)$$

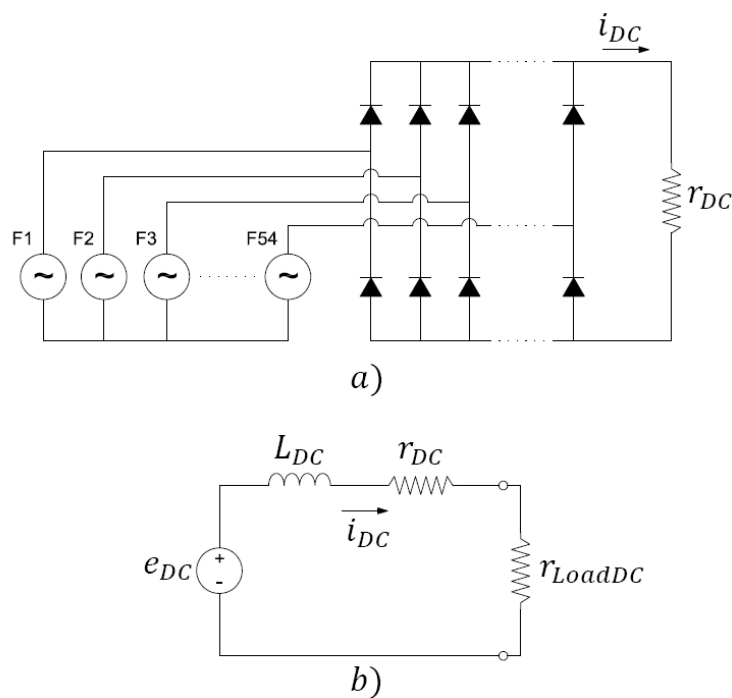


Figura 3.13 – Circuitos equivalentes: a) gerador linear síncrono com ponte rectificadora e carga resistiva, b) gerador de corrente contínua com carga resistiva.

O gerador projectado, funcionando em conjunto com uma ponte de rectificação, conforme esquematizado na Figura 3.13 a), é uma máquina de corrente contínua, onde a ponte rectificadora é um colector electrónico. Assim, todos os parâmetros do circuito equivalente do gerador/rectificador são referidos à saída da ponte rectificadora (Figura 3.13 b)).

Sendo a queda de tensão aos terminais de uma resistência dada por $u_R = R \times i_R$, e reescrevendo as equações (3.49) e (3.50) em função dos parâmetros do gerador e carga referidos à saída da ponte rectificadora, obtêm-se as expressões (3.51) e (3.52).

$$\frac{di_{DC}}{dt} = -\frac{r_{DC}}{L_{DC}}i_{DC} + \frac{k\phi_{DC}}{L_{DC}}v_{gen} - \frac{r_{LoadDC}}{L_{DC}}i_{DC} \quad (3.51)$$

$$F_{eDC} = k\phi_{DC} \times i_{DC} \quad (3.52)$$

Utilizando o operador de Laplace, a equação diferencial no domínio do tempo (3.51) resulta na expressão no domínio da frequência (3.53).

$$i_{DC} = \frac{1}{L_{DC}s + r_{DC}}(r_{LoadDC} \times i_{DC} - k\phi_{DC} \times v_{gen}) \quad (3.53)$$

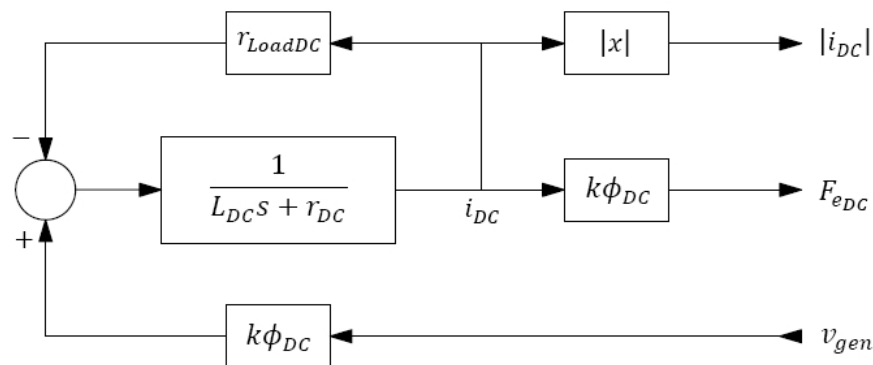


Figura 3.14 – Diagrama de blocos do modelo eléctrico dinâmico do gerador de corrente contínua com magnetos permanentes.

Embora a expressão (3.53) possa ser escrita de forma mais compacta, evitando o *loop* algébrico criado por $r_{LoadDC} \times i_{DC}$, opta-se por esta forma, pois permite a rápida identificação da componente eléctrica no tradicional modelo dinâmico do gerador de corrente contínua com magnetos permanentes. Na Figura 3.14 pode observar-se o diagrama de blocos do modelo dinâmico do gerador, cuja dinâmica eléctrica é implementada através das expressões (3.52) e (3.53).

As saídas do sistema, mostrado na Figura 3.14, são a força electromagnética do gerador F_{eDC} , fornecida ao modelo mecânico dinâmico da bóia e gerador, e a corrente na carga i_{DC} . A entrada do modelo eléctrico dinâmico do gerador é a velocidade do veio do gerador v_{gen} , que é fornecida pelo modelo mecânico dinâmico da bóia e gerador, desenvolvido no ponto anterior.

No diagrama de blocos da Figura 3.14 pode observar-se a inclusão de um bloco adicional que executa a rectificação matemática da corrente na carga do gerador. Tal deve-se ao facto de a velocidade do gerador mudar constantemente de sinal, o que faz com que a corrente aos seus terminais também mude de sinal com a velocidade.

Desenvolvido o modelo dinâmico do gerador de corrente contínua com magnetos permanentes é possível implementar o mesmo em ambiente Simulink. Contudo, é necessário referir os parâmetros da máquina à saída do rectificador.

O primeiro parâmetro calculado é a resistência de carga. Para o efeito foram utilizados os esquemas na Figura 3.15, onde o circuito a) representa uma carga trifásica resistiva alimentada por uma fonte trifásica, e o circuito b) representa uma carga resistiva alimentada por uma fonte trifásica rectificada.

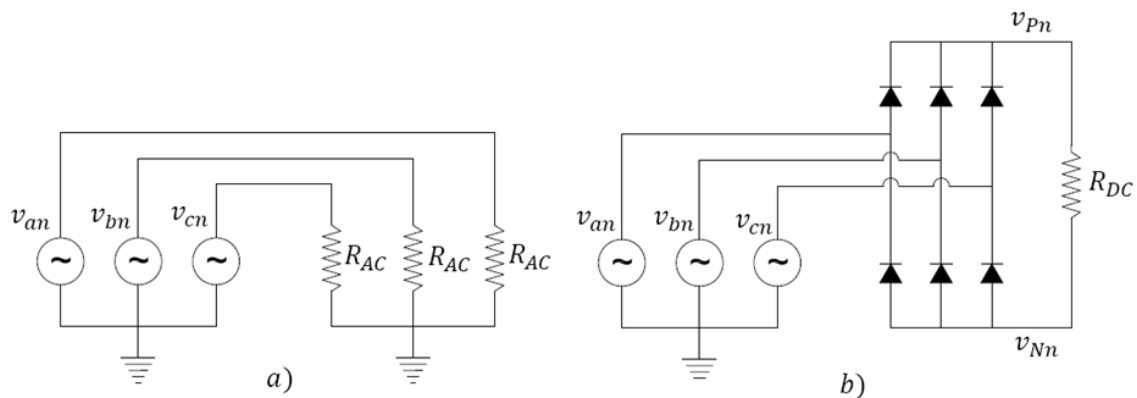


Figura 3.15 – Equivalência de cargas resistivas: a) carga resistiva trifásica equilibrada, b) carga resistiva alimentada por ponte trifásica.

Na Figura 3.16 são esquematizadas as formas de onda das tensões de alimentação v_{an} , v_{bn} , e v_{cn} , e a forma de onda da tensão rectificada pela ponte trifásica, dada por $v_d = v_{Pn} - v_{Nn}$.

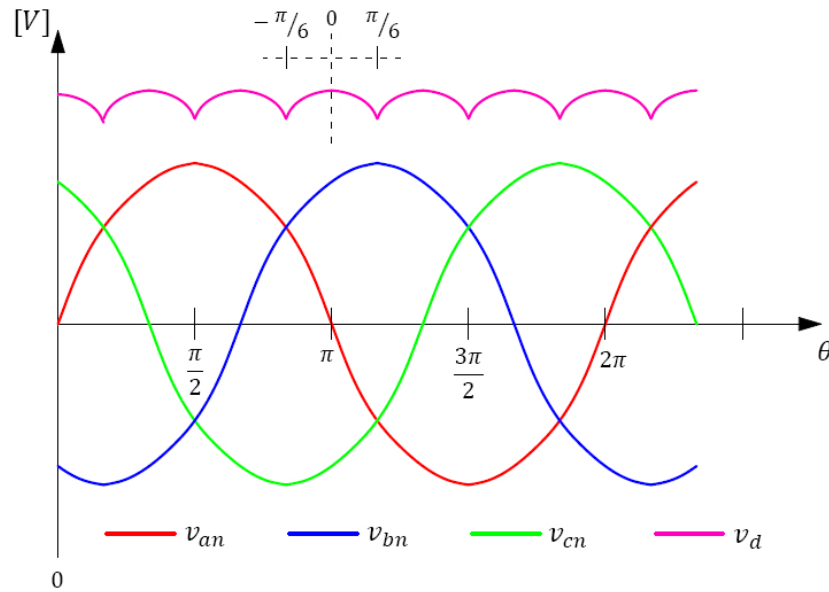


Figura 3.16 – Formas de onda das tensões simples e rectificada de uma ponte rectificadora trifásica não controlada.

A relação entre as resistências R_{AC} e R_{DC} deve ser tal que a energia consumida pela carga trifásica (Figura 3.15 a) e a energia consumida pela carga à saída do retificador (Figura 3.15 b) devem ser iguais num mesmo período eléctrico. A potência instantânea dissipada pelas três resistências R_{AC} é dada pela expressão (3.54).

$$p_{AC}(t) = \frac{v_{an}^2(t)}{R_{AC}} + \frac{v_{bn}^2(t)}{R_{AC}} + \frac{v_{cn}^2(t)}{R_{AC}} \quad (3.54)$$

Substituindo as expressões das tensões simples de alimentação na equação (3.54), obtemos a expressão (3.55), onde V_p representa a tensão de pico (valor máximo) de v_{an} , v_{bn} , e v_{cn} .

$$p_{AC}(t) = \frac{1}{R_{AC}} \left[(V_p \sin(\omega t))^2 + \left(V_p \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \right)^2 + \left(V_p \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \right)^2 \right] \quad (3.55)$$

A energia consumida pelas três resistências R_{AC} durante um período eléctrico $\theta \in [0, 2\pi]$ é calculada através de (3.56).

$$E_{AC} = \int_0^{2\pi} p_{AC}(t) d(\omega t) = \frac{3\pi V_p^2}{R_{AC}} \quad (3.56)$$

À semelhança da carga resistiva trifásica, a potência instantânea consumida pela resistência R_{DC} da ponte trifásica da Figura 3.15 b) é expressa por (4.10).

$$p_{DC}(t) = \frac{v_d^2(t)}{R_{DC}} \quad (3.57)$$

Reconhecendo que um pulso da tensão rectificadora v_d pode ser descrita por uma função do tipo $\cos \theta$ para $\theta \in \left[-\frac{\pi}{6}, \frac{\pi}{6}\right]$ (ver Figura 3.16), e que um período das tensões simples de alimentação corresponde a 6 pulsos da tensão rectificadora, a energia consumida pela resistência R_{DC} durante um período eléctrico $\theta \in [0, 2\pi]$ é calculada através de (3.58).

$$\begin{aligned} E_{DC} &= \int_0^{2\pi} p_{DC}(t) d(\omega t) = \frac{6}{R_{DC}} \int_{-\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{6}} (\sqrt{3}V_p \cos(\omega t))^2 d(\omega t) \\ &= \frac{3(3\sqrt{3} + 2\pi)V_p^2}{2R_{DC}} \end{aligned} \quad (3.58)$$

Como foi referido, a equivalência entre a carga trifásica da Figura 3.15 a) e a carga da Figura 3.15 b) ocorre quando as duas cargas consomem a mesma energia para um mesmo período eléctrico ou de tempo. Assim, e igualando as expressões (3.56) e (3.58), é possível determinar a relação entre R_{AC} e R_{DC} , expressa por (3.59).

$$R_{DC} = \frac{(3\sqrt{3} + 2\pi)}{2\pi} R_{AC} \quad (3.59)$$

O procedimento utilizado para referir uma carga resistiva trifásica à saída da ponte rectificadora pode ser empregue também para o caso de reactâncias indutivas. Se considerarmos que em ambos os esquemas da Figura 3.15 são alimentadas as indutâncias L_{AC} e L_{DC} , a relação entre ambas as reactâncias (de forma a que se verifique o mesmo consumo de energia) pode ser obtida reescrevendo (3.59), na forma da expressão (3.60).

$$X_{DC} = \frac{(3\sqrt{3} + 2\pi)}{2\pi} X_{AC} \quad (3.60)$$

Desenvolvendo a equação (3.60) tendo em atenção que a frequência da queda de tensão à saída do rectificador v_d é seis vezes superior à frequência das tensões simples de alimentação (v_{an} , v_{bn} , e v_{cn}), obtemos a expressão (3.61), que permite obter a relação entre L_{DC} e L_{AC} (3.62).

$$2\pi \times (6f) \times L_{DC} = \frac{(3\sqrt{3} + 2\pi)}{2\pi} 2\pi f \times L_{AC} \quad (3.61)$$

$$L_{DC} = \frac{(3\sqrt{3} + 2\pi)}{12\pi} L_{AC} \quad (3.62)$$

As relações desenvolvidas em (3.59) e em (3.62) permitem agora calcular as resistências e a indutância do gerador equivalente da Figura 3.13 b). Como já foi referido por diversas vezes ao longo da dissertação, a máquina eléctrica projectada é constituída por vários conjuntos trifásicos de enrolamentos ligados em paralelo através de uma ponte rectificadora. Com isto em mente, as resistências equivalentes r_{LoadDC} e r_{DC} , e a indutância equivalente L_{DC} são calculadas através das expressões (3.63), (3.64), e (3.65), respectivamente, onde $N_{permMag}$ representa o número magnetos permanentes do gerador e, conseqüentemente, o número de conjuntos trifásicos de enrolamentos sob influência de campo magnético.

$$r_{LoadDC} = \frac{1}{N_{permMag}} \frac{(3\sqrt{3} + 2\pi)}{2\pi} R_{Loadfase} \quad (3.63)$$

$$r_{DC} = \frac{1}{N_{permMag}} \frac{(3\sqrt{3} + 2\pi)}{2\pi} R_{fase} \quad (3.64)$$

$$L_{DC} = \frac{1}{N_{permMag}} \frac{(3\sqrt{3} + 2\pi)}{12\pi} L_{fase} \quad (3.65)$$

Conhecidas as resistências e indutância do modelo do gerador de corrente contínua equivalente, falta apenas determinar a constante $k\phi_{DC}$ para que se possa implementar o modelo. Assim, foi desenvolvido um programa em ambiente Matlab que, através de análise por elementos finitos, obtém o coeficiente $k\phi_{DC}$ em função da posição do

sistema de excitação da máquina eléctrica. Para o efeito é utilizada a expressão (3.52) onde, para uma determinada corrente no barramento de corrente contínua I_{DC} , é calculada a força electromagnética desenvolvida pela máquina eléctrica.

Na Figura 3.17 é esquematizado o fluxograma do programa elaborado para a determinação do coeficiente $k\phi_{DC}$, e cuja descrição se elabora de seguida.

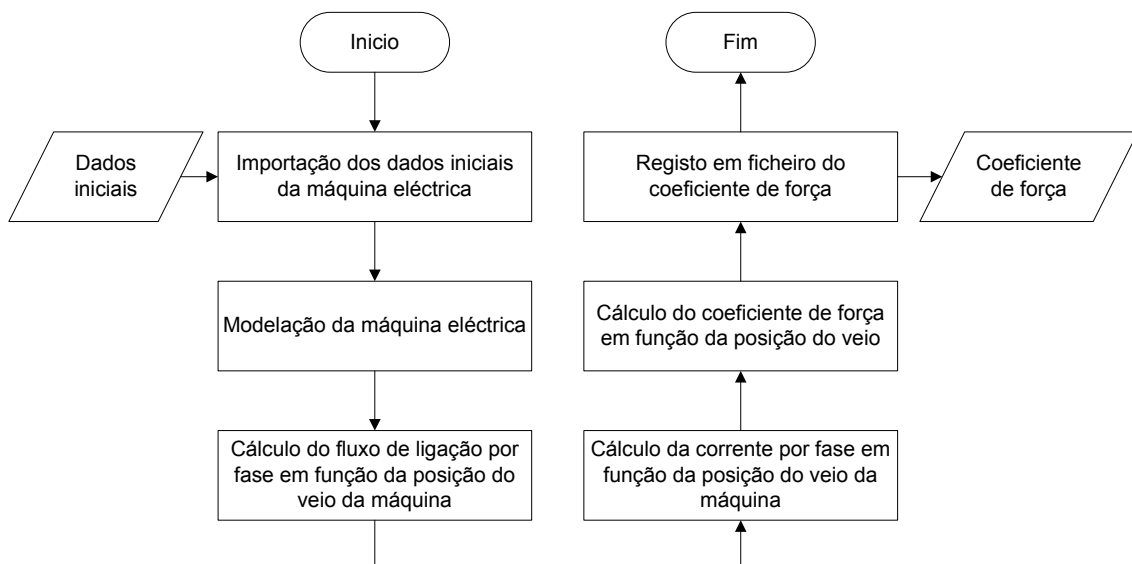


Figura 3.17 – Fluxograma simplificado do programa para o cálculo do coeficiente $k\phi_{DC}$.

Modelado o gerador, para que se possa proceder à sua análise através de elementos finitos, é obtido o fluxo magnético de ligação em cada fase/bobina, em função da posição do veio. Os dados obtidos são sujeitos a interpolação para posterior derivação no domínio do espaço, obtendo-se a força electromotriz por fase, de acordo com a expressão (3.66).

$$e(x) = -\frac{d\psi(x)}{dx} \quad (3.66)$$

Contudo, o objectivo não é conhecer a evolução da força electromotriz com a posição do veio, mas sim a variação da corrente gerada pelo gerador em função da posição do sistema de excitação. Ora, se desprezarmos as indutâncias da máquina (e da carga), a corrente é directamente proporcional à força electromotriz.

Assim, para cada fase é criado um vector unitário da força electromotriz (cuja máxima amplitude é a unidade). Este vector unitário é então utilizado para criar um vector para cada fase da máquina eléctrica, contendo o valor da corrente em função da posição do veio, de acordo com a expressão (3.67). A existência de $N_{permMag}$ na expressão (3.67) deve-se ao facto de cada conjunto trifásico de enrolamentos activo contribuir de forma igual para a corrente no barramento de corrente contínua.

$$i(x) = unitaryEMF(x) \times \frac{I_{DC}}{N_{permMag}} \quad (3.67)$$

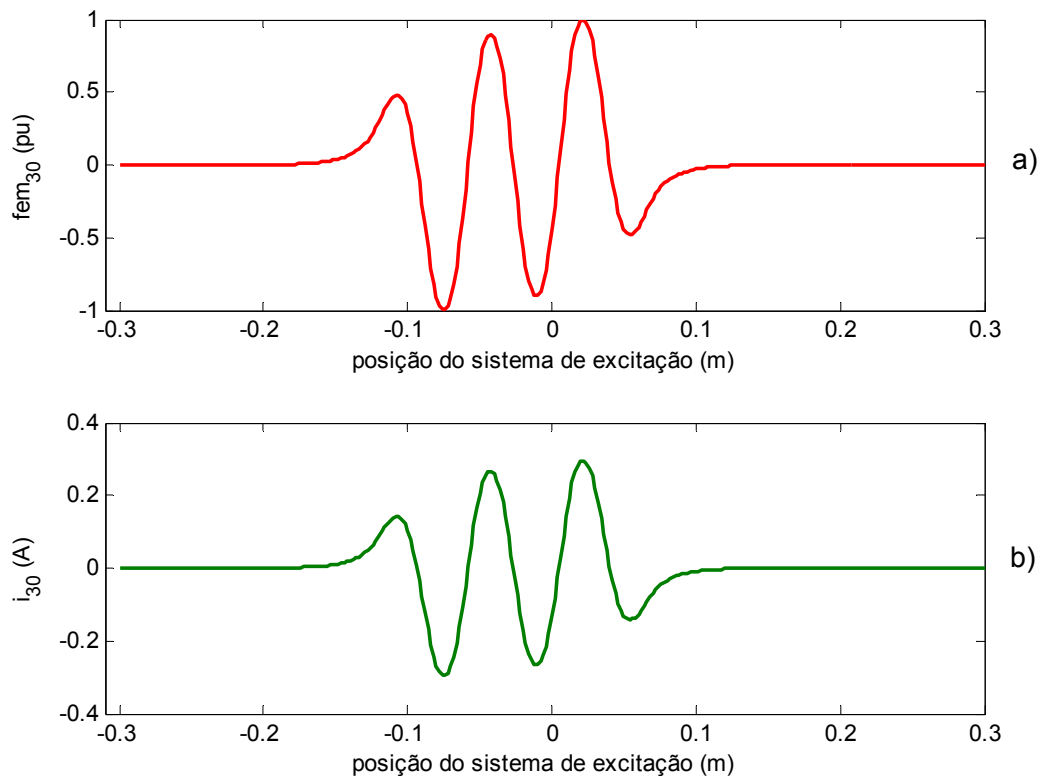


Figura 3.18 – Força electromotriz unitária, e corrente na fase 30, do gerador, em função da posição do sistema de excitação.

No gráfico da Figura 3.18 é apresentada a força electromotriz unitária de uma dada fase do gerador, bem como a variação da corrente na mesma fase da máquina, em função da posição do sistema de excitação.

Determinadas as correntes nos enrolamentos do gerador, e calculada a força electromagnética desenvolvida pela máquina, é utilizada a expressão (3.52) para obter o coeficiente $k\phi_{DC}$, cujo gráfico é apresentado na Figura 3.19.

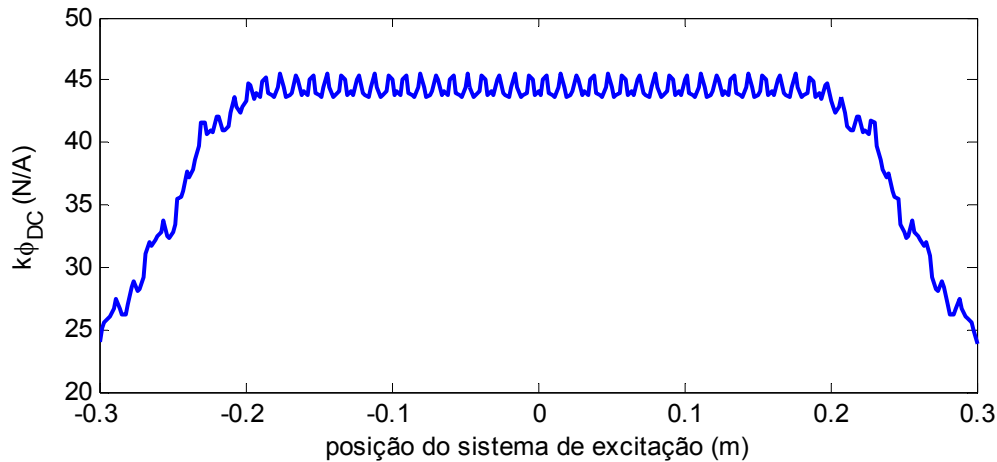


Figura 3.19 – Coeficiente $k\phi_{DC}$ do gerador de corrente contínua equivalente em função da posição do sistema de excitação.

A informação obtida sobre a variação de $k\phi_{DC}$ com a posição do sistema de excitação do gerador de corrente contínua é utilizada no modelo da Figura 3.14 sob a forma de uma tabela de cálculo, cuja entrada é a posição do veio, obtida do modelo mecânico do sistema.

3.2.2. Modelo Dinâmico da Máquina Eléctrica como Gerador Linear Síncrono de Magnetos Permanentes

A máquina linear síncrona de magnetos permanentes pode ser modelada através do circuito equivalente da Figura 3.20, por fase. Este circuito é idêntico ao circuito equivalente da Figura 3.12, utilizado para a descrição do gerador de corrente contínua, mas difere no sentido em que condensa a força electromotriz e a queda de tensão indutiva numa fonte de tensão.

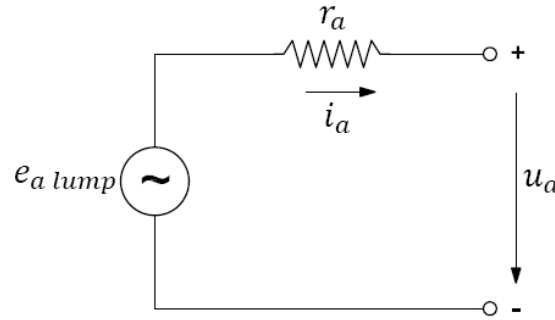


Figura 3.20 – Circuito eléctrico equivalente por fase do gerador linear síncrono de magnetos permanentes.

O circuito da Figura 3.20 pode, assim, ser descrito através da equação diferencial (3.68), onde o fluxo ψ_a representa o fluxo magnético do induzido e $\psi_{a\ mag}$ o fluxo magnético devido ao sistema de excitação, conforme na expressão (3.69).

$$u_a = -r_a i_a + \frac{d\psi_a}{dt} \quad (3.68)$$

$$\psi_a = \sum_{k=1}^n L_{ak} i_k + \psi_{a\ mag} \quad (3.69)$$

Substituindo a expressão (3.69) em (3.68), obtemos a equação (3.70).

$$u_a = -r_a i_a + \frac{d}{dt} \left(\sum_{k=1}^n L_{ak} i_k \right) + \frac{d}{dt} \psi_{a\ mag} \quad (3.70)$$

Separando as indutâncias próprias das indutâncias mútuas, a expressão (3.70) é reescrita na forma de (3.71).

$$u_a = -r_a i_a + \frac{d}{dt} (L_{aa} i_a) + \frac{d}{dt} \left(\sum_{\substack{k=1 \\ k \neq a}}^n L_{ak} i_k \right) + \frac{d}{dt} \psi_{a\ mag} \quad (3.71)$$

Expandindo os termos $\frac{d}{dt}(L_{aa}i_a)$ e $\frac{d}{dt}\left(\sum_{\substack{k=1 \\ k \neq a}}^n L_{ak}i_k\right)$, a expressão (3.71) resulta na equação (3.72). Colocando em evidência a variação da corrente na fase no tempo, a equação (3.72) é reescrita na forma de (3.73).

$$u_a = -r_a i_a + \left(\frac{d}{dt}L_{aa}\right)i_a + L_{aa}\left(\frac{d}{dt}i_a\right) + \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq a}}^n \left(\left(\frac{d}{dt}L_{ak}\right)i_k + L_{ak}\left(\frac{d}{dt}i_k\right)\right) + \frac{d}{dt}\psi_{a\ mag} \quad (3.72)$$

$$\frac{d}{dt}i_a = \frac{1}{L_{aa}} \left[u_a + r_a i_a - \left(\frac{d}{dt}L_{aa}\right)i_a - \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq a}}^n \left(\left(\frac{d}{dt}L_{ak}\right)i_k + L_{ak}\left(\frac{d}{dt}i_k\right)\right) - \frac{d}{dt}\psi_{a\ mag} \right] \quad (3.73)$$

Como os parâmetros da máquina são função do espaço (as indutâncias e fluxo magnético de excitação dependem da posição do sistema de excitação do gerador), as derivações na expressão (3.73) são expandidas de modo a se poder derivar no domínio do espaço, reescrevendo-se a expressão (3.73) na forma de (3.74).

$$\frac{d}{dt}i_a = \frac{1}{L_{aa}} \left[u_a + r_a i_a - \left(\frac{d}{dx}\frac{dx}{dt}L_{aa}\right)i_a - \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq a}}^n \left(\left(\frac{d}{dx}\frac{dx}{dt}L_{ak}\right)i_k + L_{ak}\left(\frac{d}{dt}i_k\right)\right) - \frac{d}{dx}\frac{dx}{dt}\psi_{a\ mag} \right] \quad (3.74)$$

Dado que $\frac{dx}{dt}$ representa a velocidade do gerador, ou mais concretamente, a velocidade do sistema de excitação da máquina eléctrica, a expressão (3.74) assume a sua forma final na expressão (3.75).

$$\frac{d}{dt}i_a = \frac{1}{L_{aa}} \left[u_a + r_a i_a - \left(\frac{d}{dx} L_{aa} \right) i_a v_{gen} - \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq a}}^n \left(\left(\frac{d}{dx} L_{ak} \right) i_k \right) v_{gen} - \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq a}}^n \left(L_{ak} \left(\frac{d}{dt} i_k \right) \right) - \left(\frac{d}{dx} \psi_{a mag} \right) v_{gen} \right] \quad (3.75)$$

A expressão final (3.75) foi implementada, para cada fase, em Simulink de três formas diferentes: duas utilizando a implementação directa das equações; e uma resolvendo as equações diferenciais com o operador de Laplace. Contudo, todos os três modelos diferentes revelaram-se impossíveis de resolver pelo software, pelo que foi necessário recorrer a outra abordagem.

A nova abordagem consiste em não expandir o termo $\frac{d\psi_a}{dt}$ da expressão (3.68) em função das indutâncias e do fluxo magnético de excitação. Dado que a tensão aos terminais de uma dada fase pode ser descrita por (3.76), onde r_{La} representa a resistência de carga por fase, a expressão (3.68) pode ser reescrita na forma de (3.77).

$$u_a(t) = r_{La} \times i_a(t) \quad (3.76)$$

$$r_{La} \times i_a(t) = -r_a \times i_a(t) + \frac{d}{dt} \psi_a(t, i_a) \quad (3.77)$$

Colocando a corrente de fase em evidência, e reescrevendo (3.77) no domínio do espaço, obtém-se a expressão final (3.78).

$$i_a(t) = \frac{\frac{d}{dx} \psi_a(x, i_a)}{r_a + r_{La}} v_{gen} \quad (3.78)$$

O termo $\frac{d}{dx} \psi_a(x, i_a)$ é implementado na forma de uma tabela de dados bidimensional, obtida através de análise da máquina por elementos finitos. O modelo inclui também a força electromotriz da máquina $e_a = \left(\frac{d}{dx} \psi_{a mag} \right) v_{gen}$, sendo o termo $\frac{d}{dx} \psi_{a mag}$ também implementado sob a forma de uma tabela de dados bidimensional, obtida

através de análise da máquina por elementos finitos. Ambas as tabelas de dados têm como entrada a posição do sistema de excitação da máquina eléctrica.

De forma a tornar o modelo eléctrico da máquina mais completo é implementado o cálculo, por fase, da potência instantânea gerada pela máquina e da potência instantânea consumida pela carga resistiva, dadas pelas expressões (3.79) e (3.80), respectivamente.

$$p_{a\ gen}(t) = e_a(t) \times i_a(t) \quad (3.79)$$

$$p_{La}(t) = u_a(t) \times i_a(t) \quad (3.80)$$

As expressões (3.76), (3.78), (3.79), e (3.80) são utilizadas para implementar o modelo eléctrico, por fase, da máquina eléctrica, cujo diagrama de blocos se apresenta na Figura 3.21, onde $e_{a\ lump} = \left(\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)\right)v_{gen}$ (fonte de tensão da Figura 3.20).

As entradas do sistema são a posição e velocidade do sistema de excitação da máquina eléctrica. As saídas do sistema são a corrente na fase, queda de tensão na fonte concentrada $e_{a\ lump}$, queda de tensão na carga resistiva, força electromotriz, potência instantânea gerada na fase, e potência instantânea dissipada pela carga.

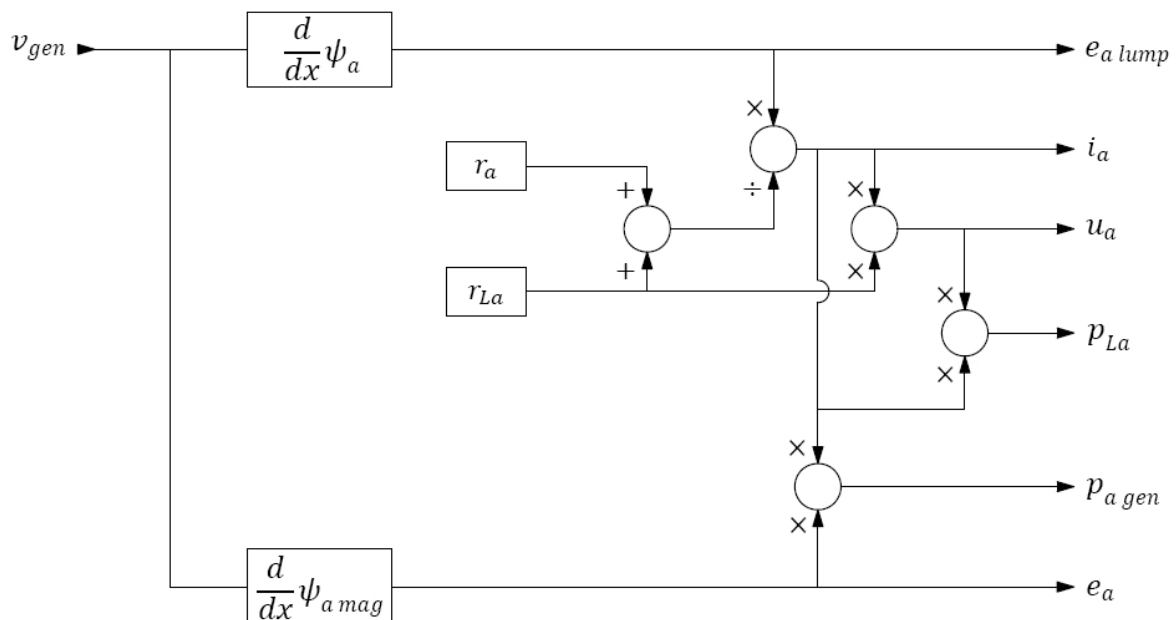


Figura 3.21 – Diagrama de blocos do modelo eléctrico por fase da máquina linear síncrona de magnetos permanentes.

Desenvolvido o modelo eléctrico do gerador linear, é necessário desenvolver o modelo da força electromagnética, responsável por fornecer ao modelo mecânico dinâmico, desenvolvido anteriormente, neste capítulo, a força desenvolvida pelo gerador.

Ao contrário do modelo do gerador de corrente contínua, cuja expressão da força electromagnética é extremamente simples e compacta, no caso deste modelo, a expressão da força electromagnética seria complexa e possuiria muitos termos. Dado que se pode ‘mapear’ a força da máquina através de análise por elementos finitos, o modelo desenvolvido por fase consiste essencialmente de uma tabela de dados cujas entradas são a posição do sistema de excitação e a corrente da respectiva fase. A força electromagnética total é a soma da força de todas as fases.

Desenvolvidos os modelos eléctrico e de força da máquina linear, é necessário calcular os ‘mapas’ que caracterizam a máquina, e implementá-los sob a forma de tabelas de dados. Todos estes dados são obtidos através de análise por elementos finitos do gerador projectado, tendo sido elaborados programas em ambiente Matlab para o efeito. Apresentam-se de seguida os respectivos fluxogramas e os resultados obtidos.

O ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$ contém a informação da derivada espacial do fluxo magnético de ligação total da fase a , ou seja, o fluxo de ligação na fase devido ao campo de excitação, o fluxo de ligação na fase devido ao seu próprio campo magnético, e o fluxo de ligação na fase devido às fases contíguas. Tal é possível porque se conhece o desfasamento eléctrico entre fases, logo sabendo o valor da corrente numa fase é possível determinar o valor instantâneo de corrente nas restantes fases (só se consideraram cargas equilibradas).

Dado que a máquina eléctrica é do tipo trifásico, o valor instantâneo da corrente nos seus enrolamentos pode ser descrita pelas expressões (3.81), (3.82), e (3.83), consoante o desfasamento eléctrico.

$$i_a = I_{max} \sin(\theta + 0) \quad (3.81)$$

$$i_b = I_{max} \sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.82)$$

$$i_c = I_{max} \sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.83)$$

Admitindo que para a fase em análise (cujo ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$ se pretende determinar), $i_x = I_{max}$, então o ângulo θ é determinado através das expressões (3.84), (3.85), e (3.86), consoante o desfasamento eléctrico. O valor da corrente nas fases contíguas é calculado através das expressões (3.81), (3.82), e (3.83).

$$\delta = 0 \Rightarrow \theta = \sin^{-1}(1) \quad (3.84)$$

$$\delta = \frac{2\pi}{3} \Rightarrow \theta = \sin^{-1}(1) - \frac{2\pi}{3} \quad (3.85)$$

$$\delta = -\frac{2\pi}{3} \Rightarrow \theta = \sin^{-1}(1) + \frac{2\pi}{3} \quad (3.86)$$

As expressões (3.81) a (3.86) são utilizadas pelo programa responsável por calcular $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$, cujo fluxograma simplificado se apresenta na Figura 3.22. Este programa efectua os cálculos (mapeia) para apenas uma fase (devido à elevada morosidade computacional que ocorreria no cálculo consecutivo de todos os ‘mapas’ das várias fases). Dado que a máquina eléctrica possui 54 fases, é necessário executar o programa 54 vezes.

A amplitude da variação da posição do sistema de excitação é a já utilizada ao longo do trabalho (600 mm), enquanto a amplitude da corrente varia de $-5I_{nom}$ a $5I_{nom}$, onde I_{nom} representa o valor nominal da corrente nas fases da máquina.

Na Figura 3.23 é apresentado o ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$ de uma determinada fase da máquina eléctrica (fase 35), onde é clara a sua dependência da posição do sistema de excitação e da corrente na fase. Como já foi referido anteriormente, o campo magnético devido à circulação de corrente nos enrolamentos pouco contribui para o campo magnético total, como se pode observar no gráfico da Figura 3.23, onde a amplitude da derivada espacial do fluxo magnético de ligação total pouco varia com a corrente. Assim, o ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$ poderia ser simplificado de modo a incluir apenas o campo de excitação ($\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a) \cong \frac{d}{dx}\psi_{a\ mag}(x)$).

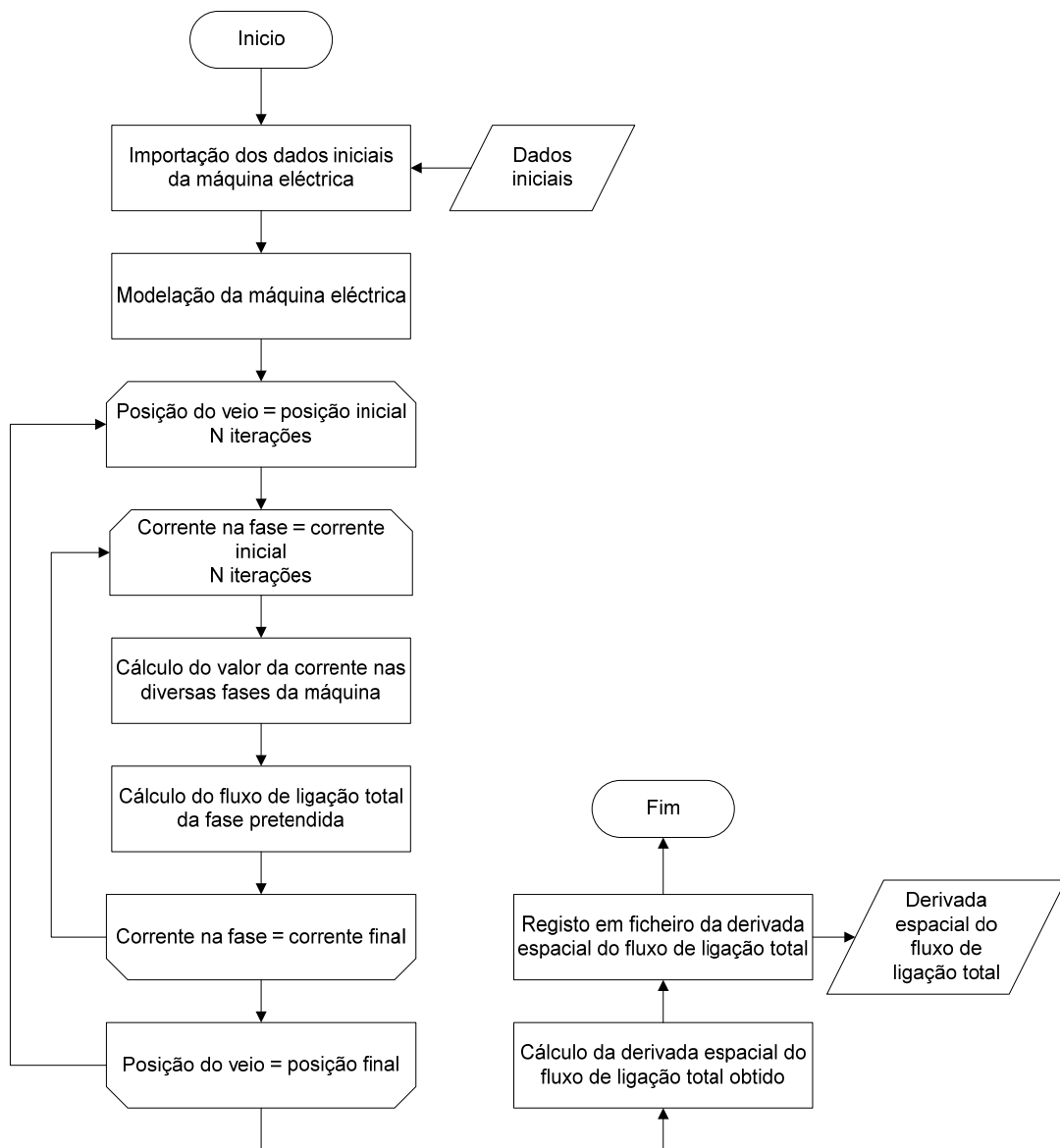


Figura 3.22 – Fluxograma simplificado do programa elaborado para o cálculo do ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$.

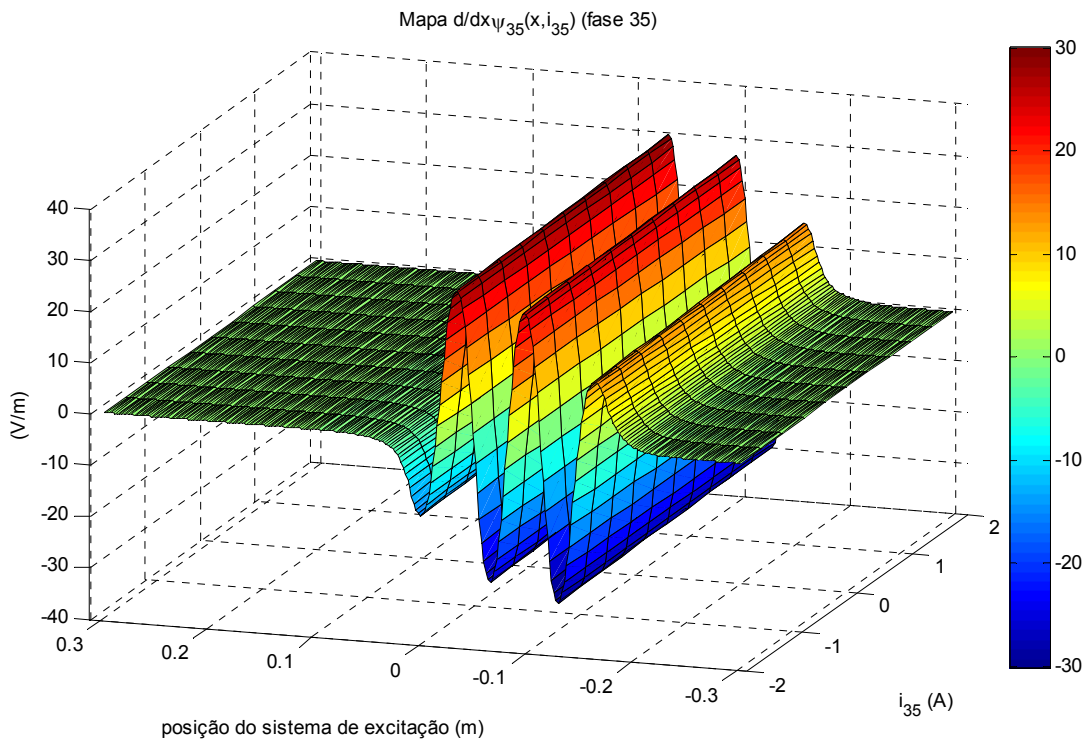


Figura 3.23 – ‘Mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$ da fase 35 do gerador linear síncrono, em função da posição do sistema de excitação e da corrente na respectiva fase.

O ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_{a\ mag}(x)$ contém a informação da derivada espacial do fluxo magnético de ligação da fase a devido ao campo magnético do sistema de excitação. Assim, o programa para o seu cálculo, cujo fluxograma se apresenta na Figura 3.24, é mais simples do que o programa da Figura 3.22, calculando-se o fluxo magnético de ligação nas várias fases em função da posição do veio, sem corrente nos enrolamentos ($i = 0$).

Neste programa não é calculada a derivada espacial dos dados obtidos (fluxo de ligação), sendo tal efectuado por um *script* dedicado no modelo em Simulink da máquina eléctrica.

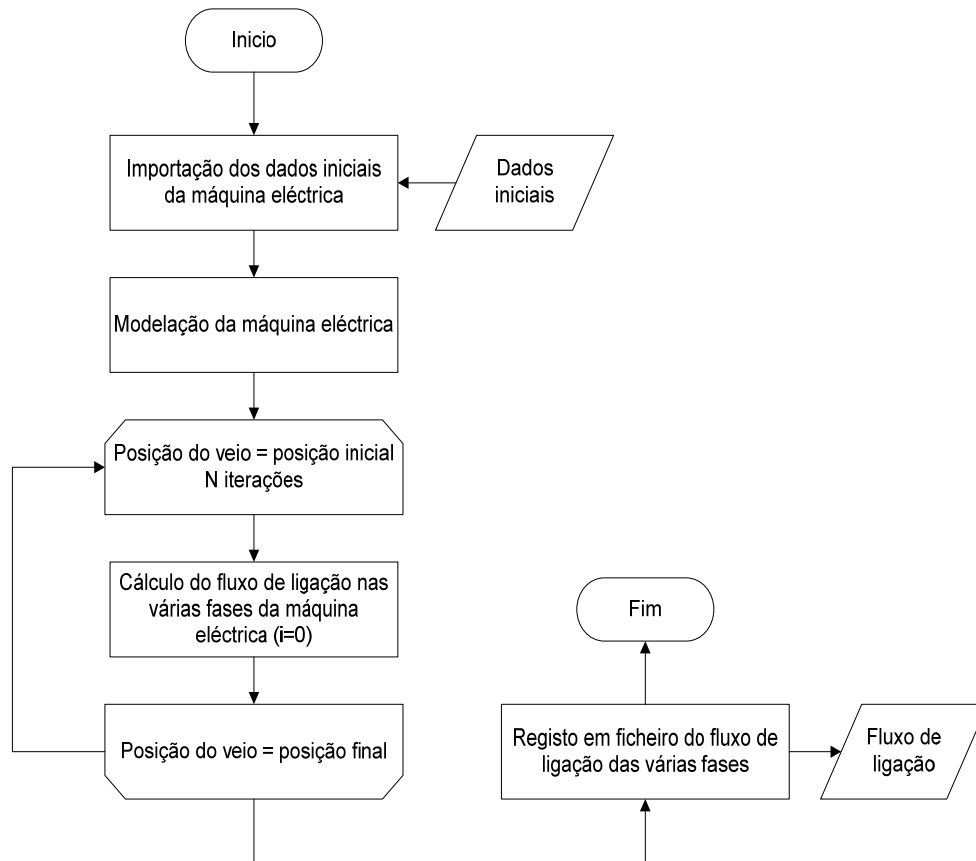


Figura 3.24 – Fluxograma simplificado do programa para o cálculo do ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_{a\ mag}(x)$.

O ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_{a\ mag}(x)$ da fase 35 da máquina eléctrica é apresentado na Figura 3.25.

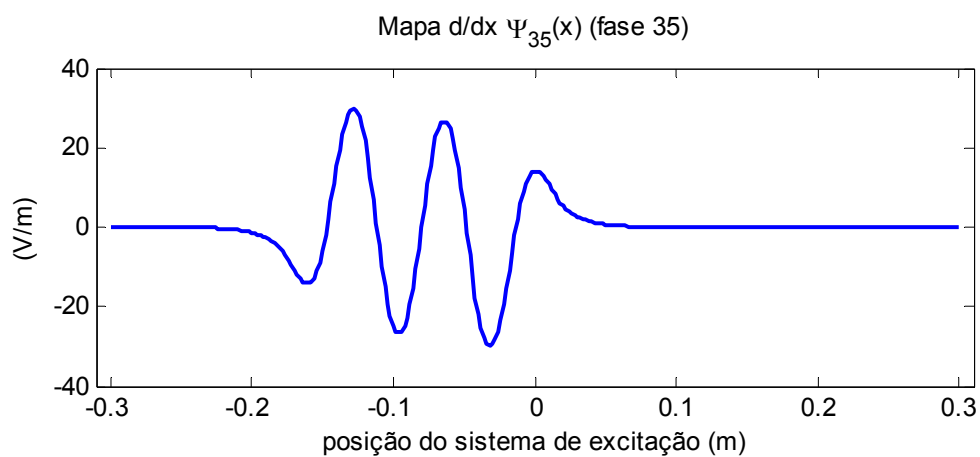


Figura 3.25 – ‘Mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_{a\ mag}(x)$ da fase 35 do gerador linear síncrono, em função da posição do sistema de excitação.

O terceiro e último ‘mapa’ a ser calculado é o ‘mapa’ da força electromagnética por fase. À semelhança do ‘mapa’ $\frac{d}{dx}\psi_a(x, i_a)$, a força electromagnética de uma fase a $F_{e a}(x, i_a)$ depende da posição do sistema de excitação bem como da corrente que nela circula (as correntes nas restantes fases são nulas, de forma a só se contabilizar a força da fase a).

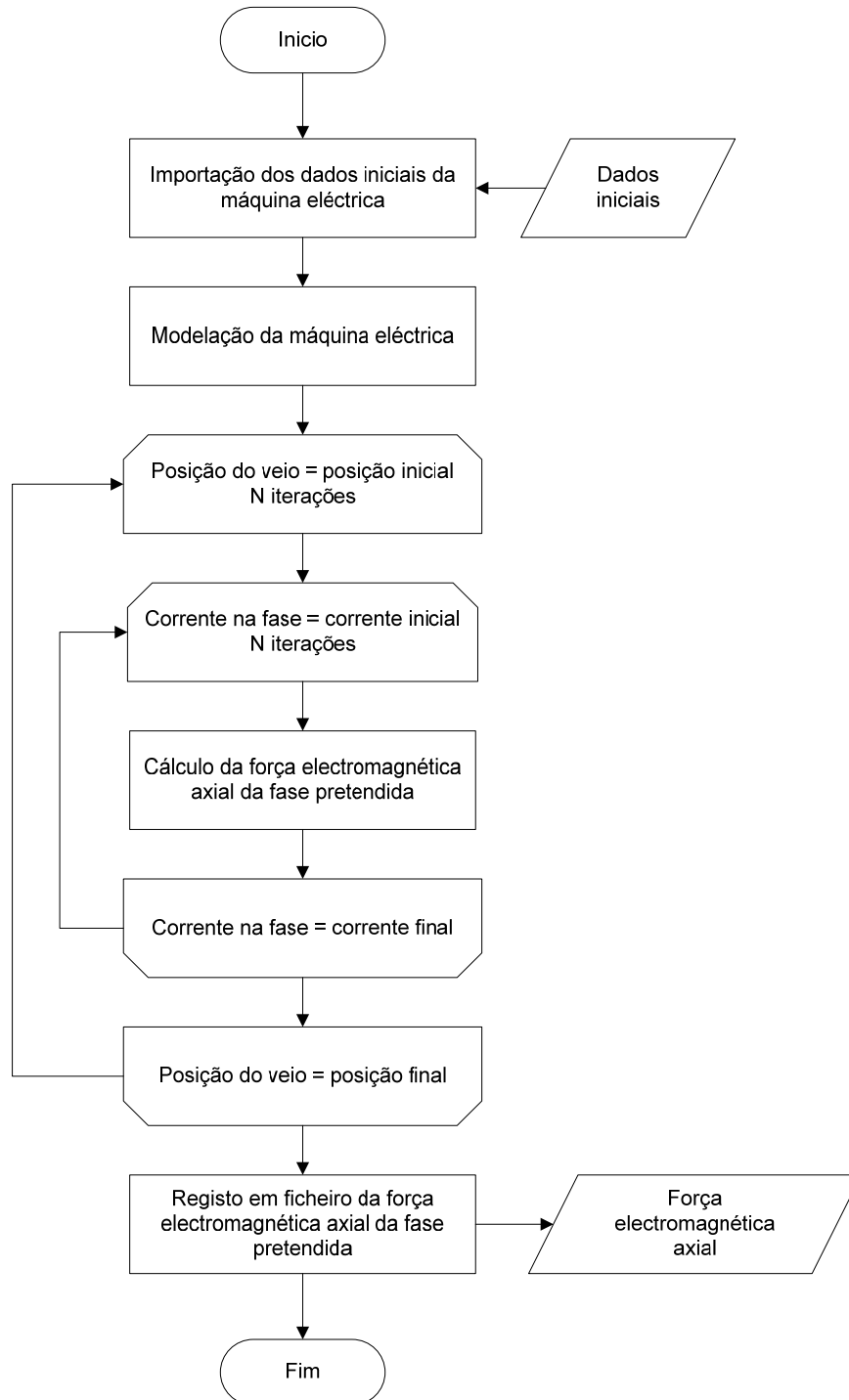


Figura 3.26 – Fluxograma simplificado do programa para o cálculo do ‘mapa’ $F_{e a}(x, i_a)$.

O fluxograma do programa responsável por calcular o ‘mapa’ $F_{e_a}(x, i_a)$ é apresentado na Figura 3.26.

Na Figura 3.27 apresenta-se o ‘mapa’ $F_{e_a}(x, i_a)$ da fase 35 da máquina eléctrica, onde se observa facilmente a alteração do sinal da força com a alteração do sinal da corrente na fase.

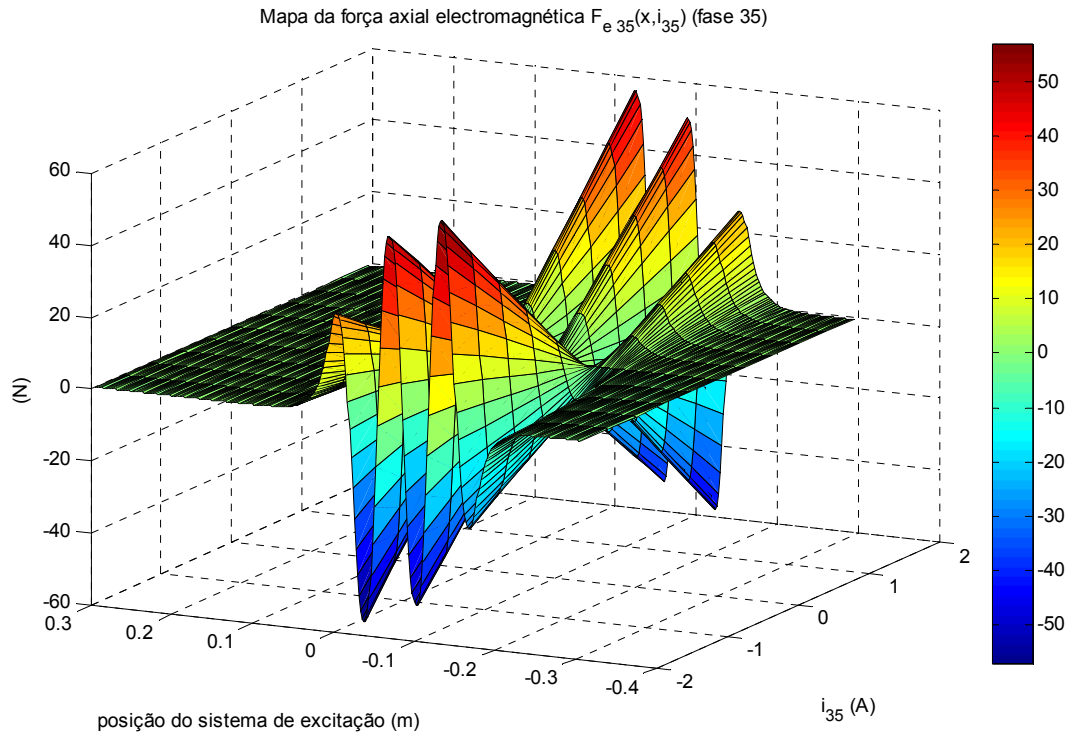


Figura 3.27 – ‘Mapa’ $F_{e_a}(x, i_a)$ da fase 35 do gerador linear síncrono, em função da posição do sistema de excitação e da corrente na respectiva fase.

Concluído o modelo eléctrico dinâmico da máquina eléctrica, é desenvolvido o modelo ideal da ponte rectificadora utilizada com o gerador linear. Este modelo considera os díodos como simples interruptores ideais (resistência, indutância, e capacitância eléctrica nulas).

A ponte rectificadora ideal trifásica (ver figura 3.13 a)) pode ser modelada através das expressões (3.87), (3.88), e (3.89).

$$v_d = v_{Pn} - v_{Nn} \quad (3.87)$$

$$v_{Pn} = \max(v_{an}, v_{bn}, v_{cn}) \quad (3.88)$$

$$v_{Nn} = \min(v_{an}, v_{bn}, v_{cn}) \quad (3.89)$$

Como o estator do gerador é constituído por vários conjuntos trifásicos de enrolamentos ligados em paralelo através da ponte rectificadora, a ponte rectificadora da máquina eléctrica também consistirá do mesmo número de pontes trifásicas ligadas em paralelo. Sabendo que o gerador é constituído por 18 conjuntos trifásicos de enrolamentos (num total de 54 fases), a expressão (3.87) pode reescrita na forma de (3.90).

$$v_d = \max(u_1, u_2, \dots, u_{54}) - \min(u_1, u_2, \dots, u_{54}) \quad (3.90)$$

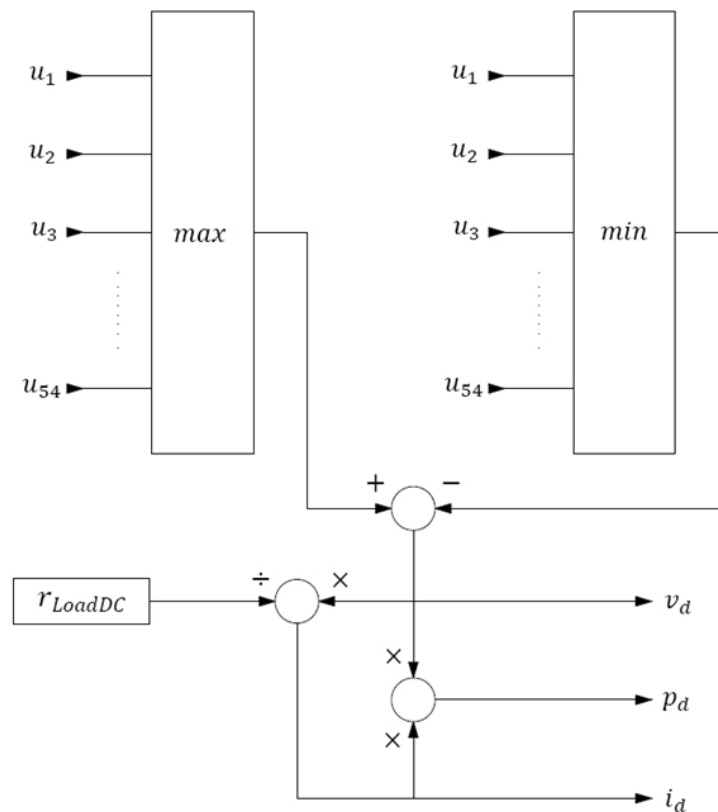


Figura 3.28 – Diagrama de blocos do modelo ideal da ponte rectificadora multi-fase com carga resistiva.

A relação entre a resistência de carga da ponte rectificadora e a resistência de carga aos terminais de cada fase do gerador é expressa por (3.63), utilizada no modelo dinâmico do gerador de corrente contínua. A corrente no barramento da carga é calculada através da Lei de Ohm (3.91), e a potência instantânea dissipada pela carga é calculada através de (3.92).

$$i_d(t) = \frac{v_d(t)}{r_{LoadDC}} \quad (3.91)$$

$$p_d(t) = v_d(t) \times i_d(t) \quad (3.92)$$

As expressões (3.90), (3.91), e (3.92) são utilizadas para implementar o modelo eléctrico da ponte rectificadora, cujo diagrama de blocos se apresenta na Figura 3.28. Tal como para os restantes modelos, a análise deste modelo será apresentada em capítulo próprio.

3.3. Implementação do Modelo Dinâmico do Sistema

Neste ponto do presente capítulo discute-se a implementação dos modelos desenvolvidos nos pontos anteriores. Apesar de estes modelos poderem ser implementados através de qualquer ferramenta de cálculo, foram desenvolvidos com vista à sua implementação em Simulink.

O diagrama simplificado do modelo matemático do sistema de extracção de energia das ondas é apresentado na Figura 3.29. Este modelo é constituído por vários subsistemas: modelo da onda, modelo mecânico da bóia, e modelo eléctrico do gerador.

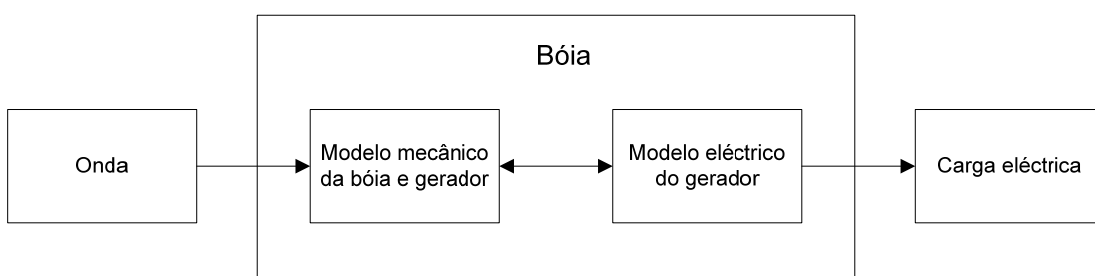


Figura 3.29 – Diagrama simplificado do modelo matemático do sistema de extracção de energia das ondas.

O modelo dinâmico da onda linear, que traduz o deslocamento vertical da superfície da água ao longo do tempo, consiste apenas na expressão matemática (3.93), onde H_{onda} representa a altura da onda e h representa a profundidade no local.

$$z_{onda}(t) = \frac{H_{onda}}{2} \sin\left(2\pi \frac{1}{T_{onda}} \times t + \delta\right) + h \quad (3.93)$$

Relativamente ao modelo dinâmico da mecânica da bóia e do gerador, este foi implementado utilizando as expressões (3.18) e (3.27). Após o desenvolvimento do modelo dinâmico da bóia houve a necessidade de calcular alguns dados adicionais, nomeadamente, a força total na bóia e no sistema de excitação do gerador, respectivas potências, e a força hidrodinâmica da bóia.

A força total na bóia e a força total no sistema de excitação podem ser calculadas utilizando os respectivos termos nas expressões (3.1) e (3.2), traduzindo-se nas expressões (3.94) e (3.95), respectivamente.

$$F_{boia} = m_1 \ddot{h}_2 \quad (3.94)$$

$$F_{exc} = m_2 \ddot{h}_3 \quad (3.95)$$

A potência transmitida a uma massa por uma determinada força é dada pelo produto da força que actua sobre a massa com a velocidade da massa. Assim, a potência na bóia e no sistema de excitação do gerador são dadas por (3.96) e (3.97), respectivamente.

$$P_{boia} = F_{boia} \dot{h}_2 \quad (3.96)$$

$$P_{exc} = F_{exc} \dot{h}_3 \quad (3.97)$$

A força hidrodinâmica da bóia (atrito entre a bóia e a água), descrita na expressão (3.1), é implementada no modelo dinâmico com (3.98).

$$F_{hidro} = b_1(\dot{h}_2 - \dot{h}_1) \quad (3.98)$$

Na Figura 3.30 é esquematizado o diagrama de blocos do modelo mecânico da bóia e do gerador, com indicação das expressões utilizadas.

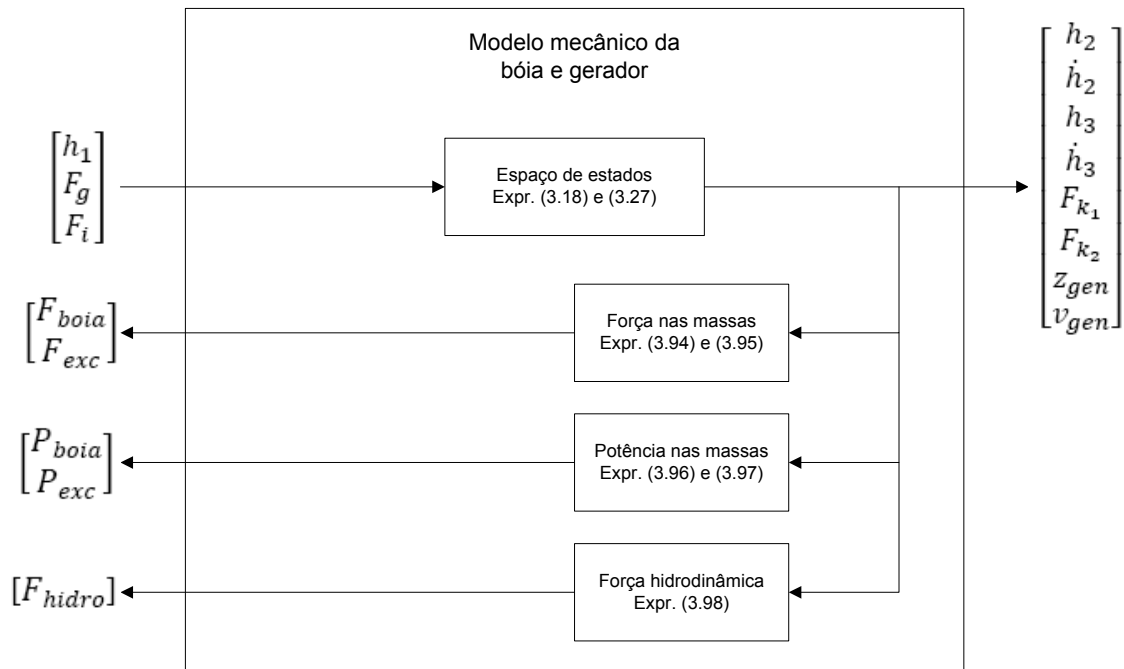


Figura 3.30 – Diagrama de blocos do modelo mecânico da bóia e do gerador.

Na implementação do modelo da máquina eléctrica considera-se o segundo modelo apresentado, onde a máquina é descrita matematicamente por fase, permitindo ao utilizador aceder a um conjunto mais vasto de dados. Este modelo, que modela o gerador como uma máquina síncrona de magnetos permanentes, permite excluir o modelo da ponte rectificadora, demasiadamente idealizado.

O modelo dinâmico eléctrico do gerador é constituído por dois subsistemas principais: o modelo eléctrico por fase e o modelo de força (electromagnética) por fase. O modelo eléctrico por fase é implementado com as expressões (3.76), (3.78), (3.79), e (3.80), enquanto o modelo da força electromagnética é implementado unicamente através de tabelas de dados.

O modelo eléctrico do gerador foi também concebido de forma a calcular a potência total gerada, e a potência total consumida/dissipada pela carga, com as expressões (3.99) e (3.100), respectivamente.

$$p_{Total\ gen}(t) = \sum_{i=1}^{54} p_{i\ gen}(t) \quad (3.99)$$

$$p_{LTotal}(t) = \sum_{i=1}^{54} p_{Li}(t) \quad (3.100)$$

O modelo da força electromagnética do gerador, além de fornecer a força da máquina por fase, também calcula a força total desenvolvida, implementada com a expressão (3.101).

$$F_{eTotal}(t) = \sum_{i=1}^{54} F_{ei}(t) \quad (3.101)$$

O diagrama de blocos do modelo eléctrico do gerador é esquematizado na Figura 3.31, com indicação das expressões utilizadas. Este modelo inclui já uma carga resistiva por fase.

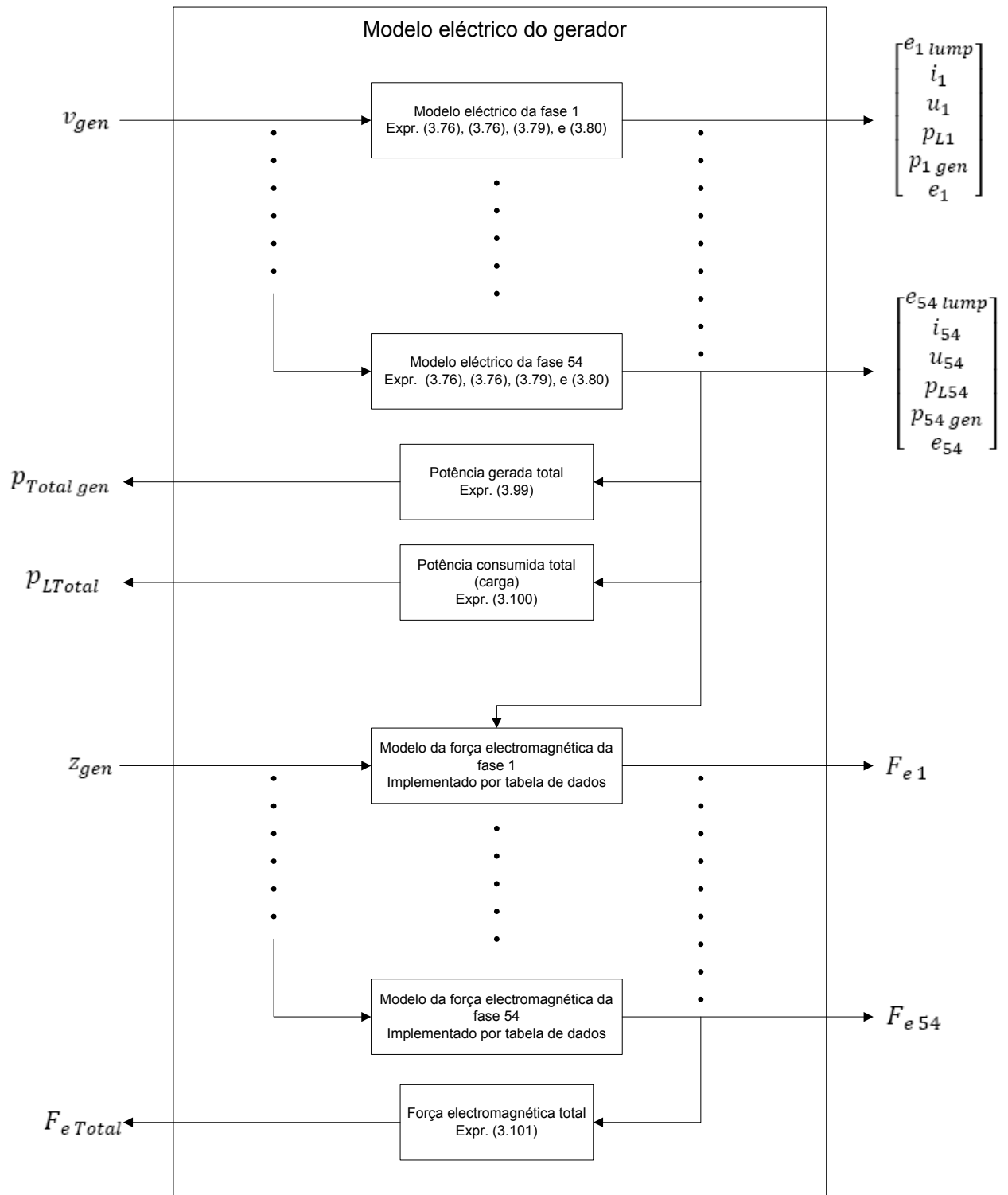


Figura 3.31 – Diagrama de blocos do modelo eléctrico do gerador.

3.4. Conclusões

Neste capítulo procedeu-se à modelação dinâmica das componentes mecânica e eléctrica do sistema de extracção de energia das ondas (bóia e gerador). O modelo obtido permite, assim, simular o comportamento do sistema quando sujeito a ondas do mar.

Embora se tenha tentado tornar o modelo mecânico o mais completo possível, ele sofre de algumas limitações. Como em qualquer sistema modelado com esta abordagem (sistema no espaço de estados), o modelo resultante só é válido para pequenas variações no tempo. Embora se considere que o flutuador é excitado por uma onda puramente sinusoidal, este tipo de ondas não existe nos oceanos.

Durante a modelação e dimensionamento da bóia, considerou-se que a mesma só possui movimento puramente vertical. No entanto, em condições reais de funcionamento a bóia também irá possuir movimento de oscilação relativamente ao seu eixo horizontal (inclinação).

Dada a complexidade matemática e pertencendo a outro domínio da engenharia, não foi deduzido o coeficiente hidrodinâmico da bóia, tendo sido por isso utilizada uma expressão desenvolvida por [15].

Dimensionada a bóia para o gerador projectado neste trabalho, decidiu-se investigar quais as dimensões de uma bóia a utilizar em condições reais. Contudo, este segundo dimensionamento resultou de um exercício puramente teórico, não se podendo nunca utilizar o gerador projectado nesta bóia. Como se pode observar, um gerador a utilizar nesta bóia poderia ter uma massa na ordem das centenas ou milhares de quilogramas.

Embora não se tenha construído a mola a utilizar no gerador, esta carece de um melhor dimensionamento. Neste caso, apenas foi considerada a força desenvolvida pelo gerador sobre a mola, não se tendo contabilizado a força na mola devido ao peso do sistema de excitação da máquina eléctrica, ou a força na situação de repouso da mola.

Ainda no que concerne ao dimensionamento da bóia, esta foi calculada de modo a que a sua frequência de ressonância seja igual à do gerador, de forma a se extrair a máxima energia da onda. Obviamente, deve-se ter em atenção que o sistema projectado é um

protótipo à escala. Num sistema a operar em condições reais, a sua frequência natural deve ser idêntica à frequência das ondas predominantes no local de instalação.

Os dois modelos desenvolvidos para a máquina eléctrica (corrente contínua e síncrona) diferem na contabilização das indutâncias mútuas, ou seja, na influência do campo magnético de uma fase sobre outra. O modelo da máquina eléctrica de corrente contínua equivalente não contabiliza esta situação, ao passo que o modelo da máquina síncrona fá-lo. Contudo, e como já foi referido diversas vezes ao longo do trabalho, a intensidade do campo magnético devido à circulação de corrente nos enrolamentos é muito inferior à intensidade do campo magnético do sistema de excitação, resultando numa queda de tensão indutiva quase nula, ou muito baixa.

A ponte rectificadora do sistema foi modelada de forma puramente ideal, desprezando-se qualquer queda de tensão nos díodos. Outra idealidade deste modelo diz respeito ao facto de o número teórico de bobinas activas ser ligeiramente inferior ao real, devido à dispersão de fluxo magnético nos pólos exteriores do sistema de excitação da máquina eléctrica. Esta dispersão de fluxo magnético excita espiras adicionais contíguas às bobinas activas, introduzindo um erro, ainda que baixo, alterando a equivalência deduzida entre a carga por fase e a carga à saída do rectificador.

O modelo dinâmico da máquina síncrona permite ultrapassar o problema da utilização de uma ponte rectificadora ideal, pois incorpora uma carga resistiva por fase. Já o modelo da máquina de corrente contínua não o pode fazer, pois os seus parâmetros têm que ser reduzidos à saída da ponte rectificadora.

4. Análise da Resposta Dinâmica do Sistema de Extração e Conversão de Energia das Ondas

Desenvolvidos os modelos dinâmicos da máquina eléctrica e do elemento flutuador, torna-se necessário validar os mesmos, bem como efectuar o estudo do sistema completo (bóia e gerador) quando excitado por uma dada onda linear.

Uma vez que não é construído o elemento flutuador, nem é efectuada a sua análise através de elementos finitos, não é possível validar o modelo mecânico do sistema. Contudo, é efectuada a simulação do mesmo, em vazio, a fim de determinar o coeficiente hidrodinâmico da bóia.

Os dois modelos dinâmicos da máquina eléctrica são também ensaiados em vazio, e sem elemento flutuador, para validação, e comparação entre si.

Dos dois modelos dinâmicos da máquina eléctrica apresentados e discutidos no capítulo anterior, o segundo modelo (modelo do gerador síncrono) é o que conduz a uma maior quantidade de informação, pelo que será este o modelo utilizado com o modelo da bóia para analisar a resposta dinâmica do sistema na sua globalidade. Estas simulações são realizadas com a totalidade do sistema: onda, bóia, e gerador com carga.

Verificar-se-á também, a necessidade de introduzir algum tipo de controlo do funcionamento da máquina eléctrica, nomeadamente através do controlo da carga eléctrica resistiva.

4.1. Resposta Dinâmica da Bóia

Neste ponto pretende-se analisar a resposta dinâmica da bóia quando o gerador não alimenta nenhuma carga, ou seja, os seus terminais estão em aberto. Para o efeito é utilizado o modelo mecânico desenvolvido neste capítulo com $F_g = 0$ (como não existe corrente nos enrolamentos da máquina eléctrica, a sua força de reacção é nula). Todas as

massas do sistema (bóia e gerador) são contabilizadas. Esta análise é efectuada para a bóia 1, pois como foi referido, não é correcto utilizar o gerador projectado na bóia 2. Assim, as dimensões e massas utilizadas na simulação são as determinadas na solução 2 da bóia 1 (capítulo 3).

Esta análise da resposta dinâmica da bóia pretende, acima de tudo, determinar de forma empírica a razão \bar{A} , utilizada na expressão (3.46), e que permite calcular o coeficiente hidrodinâmico da bóia.

Para o efeito são consideradas três frequências diferentes da onda de excitação do sistema (onda do mar): frequência inferior à frequência natural do sistema, frequência natural do sistema, e frequência superior à frequência natural do sistema. A amplitude da onda é constante para as três situações. Na Tabela 4.1 indicam-se os parâmetros da onda de excitação para cada um dos três casos.

Tabela 4.1 – Parâmetros da onda de excitação para 3 casos distintos de simulação da bóia e gerador em vazio.

	Caso 1	Caso 2	Caso 3
$f_{onda}[Hz]$	0.5	0.959740	2
$T_{onda}[s]$	2	1.0419	0.5
$H_{onda(pp)}[m]$	0.6	0.6	0.6

No que diz respeito à razão \bar{A} (expressão (3.47)), esta foi determinada empiricamente para o caso 2, com um erro mínimo ($\bar{A}_2 = 2$). No entanto, para os casos 1 e 3 foi impossível determinar uma razão \bar{A} que se traduzisse na respectiva razão entre os movimentos da onda e da bóia, obtida na simulação.

4.1.1. Caso 1

Admita-se, para o caso 1, a onda do mar no gráfico da Figura 4.1, com o período e amplitude indicados na Tabela 4.1. No mesmo gráfico da Figura 4.1 é possível observar o movimento vertical da bóia. Rapidamente se apercebe que a razão \bar{A} neste caso não é a determinada inicialmente ($\bar{A}_2 = 2$), mas sim $\bar{A}_1 = 4.62$. No entanto, não foi possível obter um valor correcto para \bar{A} neste caso. No gráfico da Figura 4.1 também é possível

observar o desfasamento temporal entre o movimento da superfície da água (onda) e o movimento da bóia, estando o movimento da bóia em atraso.

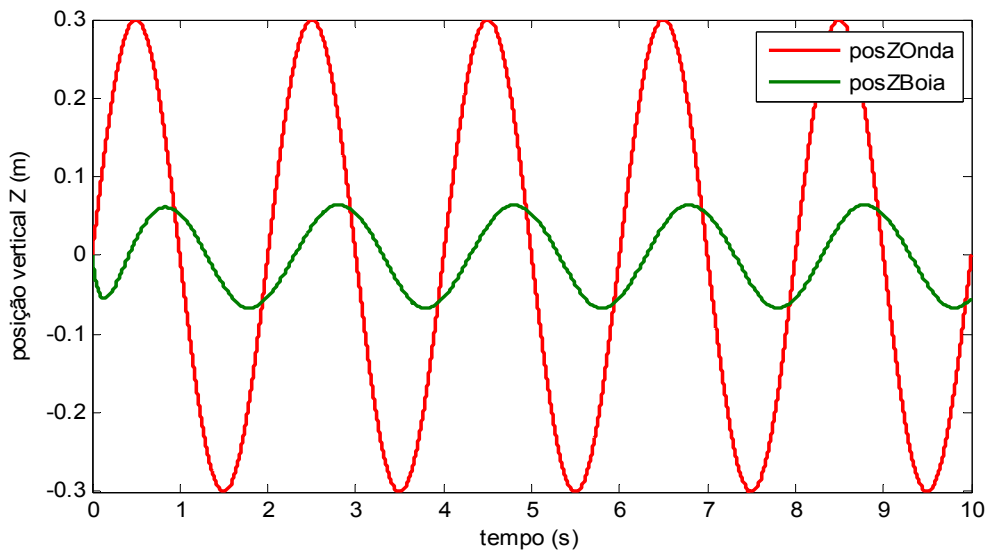


Figura 4.1 – Variação no tempo da amplitude do movimento vertical da onda de excitação e da bóia no caso 1.

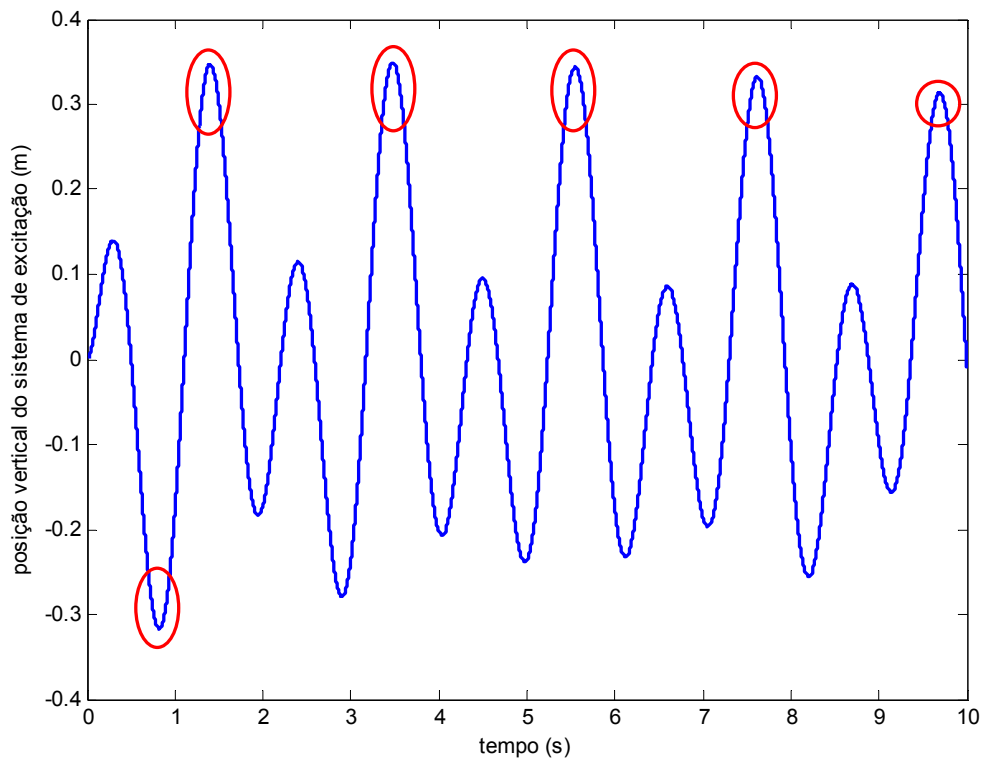


Figura 4.2 – Variação no tempo da amplitude do movimento vertical do sistema de excitação do gerador no caso 1.

Na Figura 4.2 é registado o movimento do sistema de excitação do gerador. Note-se que não foram modeladas molas de fim de curso, existindo instantes em que o sistema de excitação possui uma amplitude de movimento superior ao mecanicamente possível, conforme assinalado na Figura 4.2. No entanto nota-se a tendência na diminuição desses picos ao longo do tempo.

4.1.2. Caso 2

Admita-se, para o caso 2, a onda do mar no gráfico da Figura 4.3, com o período e amplitude indicados na Tabela 4.1. No mesmo gráfico da Figura 4.3 é possível observar o movimento vertical da bóia. Ao contrário do caso 1, no caso 2 foi possível determinar correctamente a razão \bar{A} , cujo valor é 2.

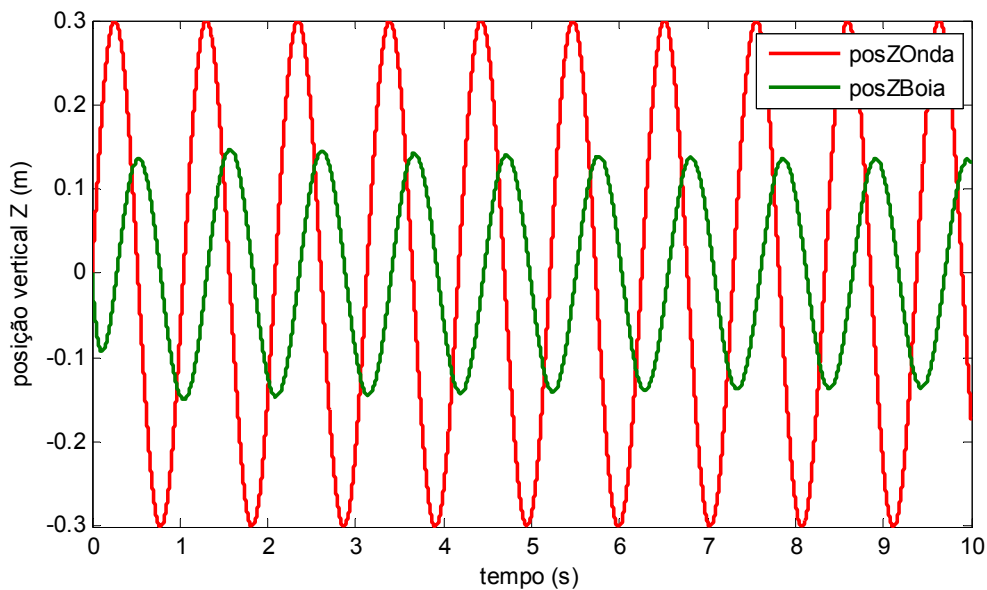


Figura 4.3 – Variação no tempo da amplitude do movimento vertical da onda de excitação e da bóia no caso 2.

Tal como no caso 1, no gráfico da Figura 4.3 também é possível observar o desfasamento temporal entre o movimento da superfície da água (onda) e o movimento da bóia, estando o movimento da bóia em atraso. No entanto, ao passo que no caso 1 a amplitude da posição vertical da bóia mantém-se constante, no caso 2 a amplitude da

posição vertical da bóia tende a crescer ao longo do tempo, devido a estar a operar na frequência de ressonância do sistema.

Na Figura 4.4 é registado o movimento do sistema de excitação do gerador. Como não existem molas de fim de curso, e a frequência de funcionamento do sistema é a sua frequência de ressonância (máxima absorção de energia), a amplitude do movimento do sistema de excitação do gerador tende a crescer ao longo do tempo, pois não existindo carga eléctrica perde-se o efeito de travão exercido pelo gerador sobre a sua massa móvel. Note-se que nesta situação o sistema de excitação excede largamente o seu máximo curso mecanicamente possível.

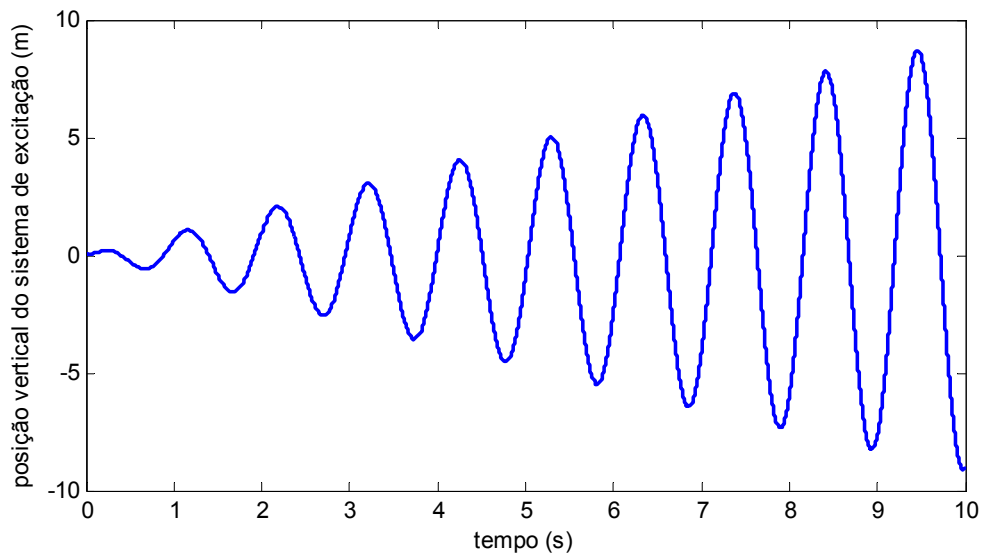


Figura 4.4 – Variação no tempo da amplitude do movimento vertical do sistema de excitação do gerador no caso 2.

4.1.3. Caso 3

Admita-se, para o caso 3, a onda do mar no gráfico da Figura 4.5, com o período e amplitude indicados na Tabela 3.1. No mesmo gráfico da Figura 4.5 é possível observar o movimento vertical da bóia. Tal como no caso 1 se apercebe que a razão \bar{A} neste caso não é a determinada inicialmente ($\bar{A}_2 = 2$), mas sim $\bar{A}_3 = 1.25$, tendo sido igualmente impossível determinar um valor correcto para \bar{A} neste caso.

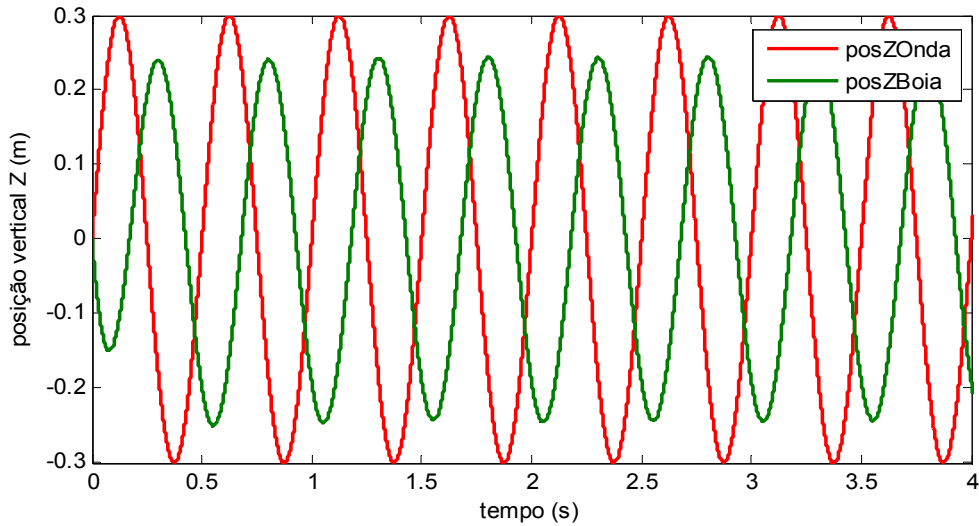


Figura 4.5 Variação no tempo da amplitude do movimento vertical da onda de excitação e da bóia no caso 3.

Tal como nas duas situações anteriores, no gráfico da Figura 4.5 também é possível observar o desfasamento temporal entre o movimento da superfície da água (onda) e o movimento da bóia, estando o movimento da bóia em atraso.

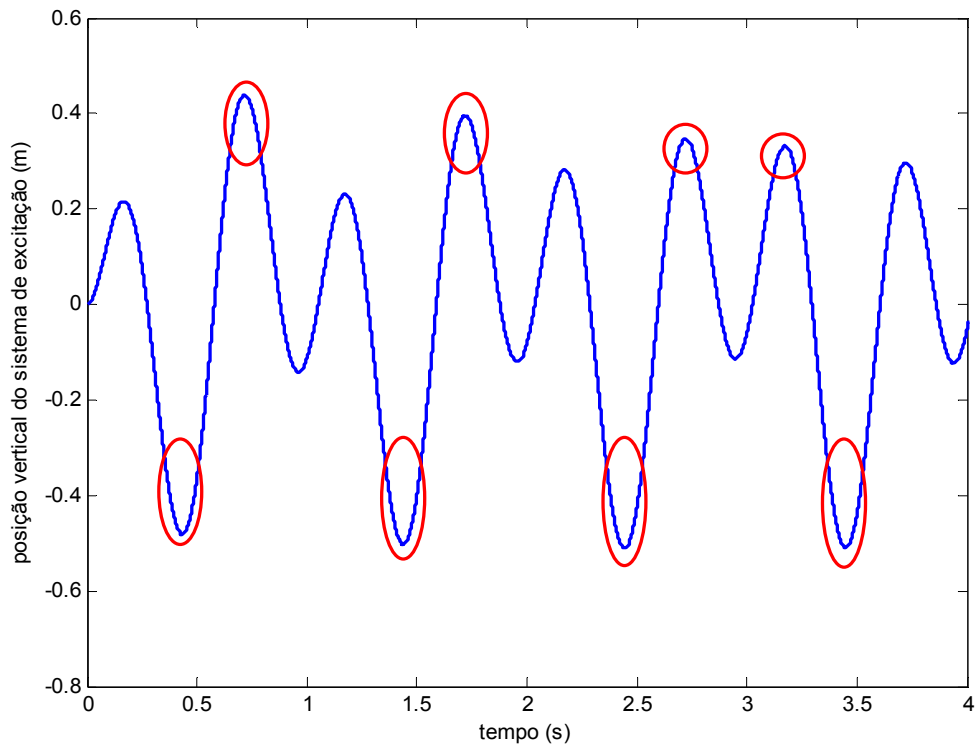


Figura 4.6 – Variação no tempo da amplitude do movimento vertical do sistema de excitação do gerador no caso 3.

Na Figura 4.6 é registado o movimento do sistema de excitação do gerador. Não existindo molas de fim de curso e estando o gerador com os terminais em aberto (sem carga), existem instantes em que o sistema de excitação possui uma amplitude de movimento superior ao mecanicamente possível, conforme assinalado na Figura 4.6. Tal como no caso 1, existe uma tendência de diminuição da amplitude desses picos ao longo do tempo, mas nesta situação essa diminuição é muito mais lenta.

4.2. Resposta Dinâmica da Máquina Eléctrica

Neste ponto procedem-se a algumas simulações de ambos os modelos, comparando os resultados obtidos com os valores de projecto. Os resultados de simulação dos dois modelos também são comparados entre si, de forma a determinar se existem diferenças substanciais entre os dados fornecidos por ambos os modelos.

4.2.1. Máquina de Corrente Contínua

Considerando que o fluxo magnético de ligação de uma determinada fase pode ser descrito por uma função do tipo (4.1), aplicando a lei de Faraday (expressão (3.66)), a força electromotriz da mesma fase é expressa por (4.2).

$$\psi(x) = A \sin(\omega x + \delta) \quad (4.1)$$

$$e(x) = -\omega A \cos(\omega x + \delta) \quad (4.2)$$

Sabendo que a produção de força ocorre devido ao desfasamento entre os campos magnéticos da excitação e do induzido, e que se verifica o seu valor máximo quando o desfasamento entre os referidos campos magnéticos é de 90° , verifica-se que o desfasamento eléctrico entre as funções (4.1) e (4.2) é de 90° eléctricos. Assim, a máquina desenvolvida opera sempre no ponto de força máxima (desprezando a queda de

tensão indutiva, pois a frequência de funcionamento prevista para o gerador é muito baixa), quando funciona como gerador.

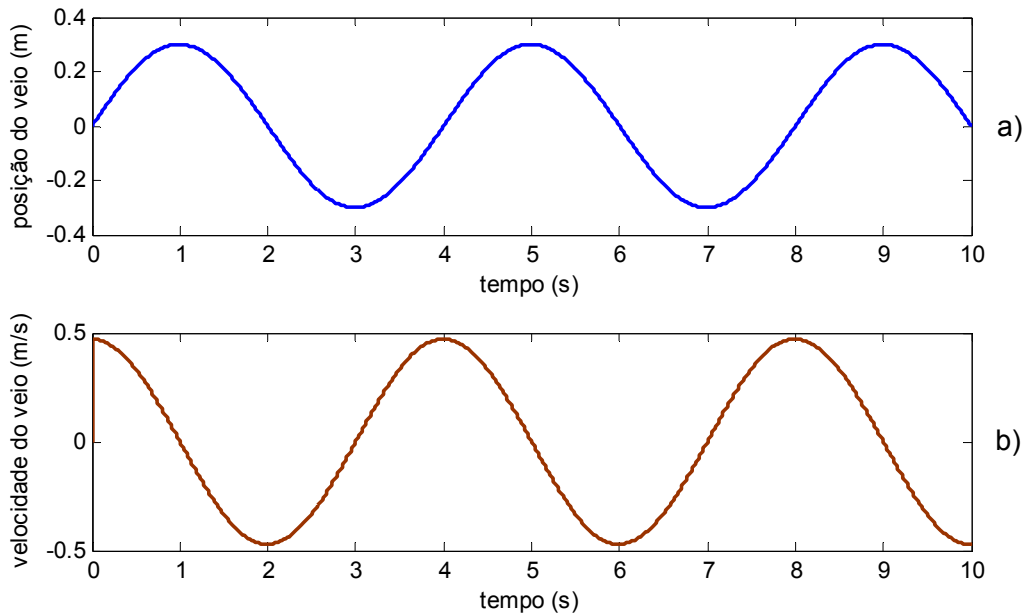


Figura 4.7 – Variação da posição e velocidade do sistema de excitação do gerador no tempo, para efeitos de validação do modelo eléctrico desenvolvido.

Para a análise do modelo do gerador de corrente contínua desenvolvido ao longo deste ponto, foi considerada a variação da posição do sistema de excitação da máquina eléctrica $x(t) = 0.3 \sin\left(2\pi\frac{1}{4}t\right)$, e respectiva velocidade, registados nos gráficos da Figura 4.7.

A máquina eléctrica foi projectada para gerar, em vazio, para uma velocidade de 0.5 m/s , uma tensão por fase/bobina de 20 V (tensão simples de pico). Na Figura 4.8 é representada a variação do produto $k\phi_{DC} \times v_{gen}$ que indica a força electromotriz do gerador e_{DC} (tensão composta) que, para as condições de projecto da máquina, deveria observar um valor máximo de $\sqrt{3} \times 20 = 34.64 \text{ V}$.

Contudo, durante o dimensionamento da máquina eléctrica constatou-se que, devido ao comprimento finito do sistema de excitação, a queda de tensão na fase só atingia o valor pré-definido ($20 \text{ V} \rightarrow v = 0.5 \text{ m/s}$) quando sob acção dos pólos interiores dos magnetos extremos do sistema de excitação. Quando a fase/bobina se encontra sob

acção dos restantes pólos do sistema de excitação observa-se que a máxima tensão atingida é de aproximadamente 14 – 15 V.

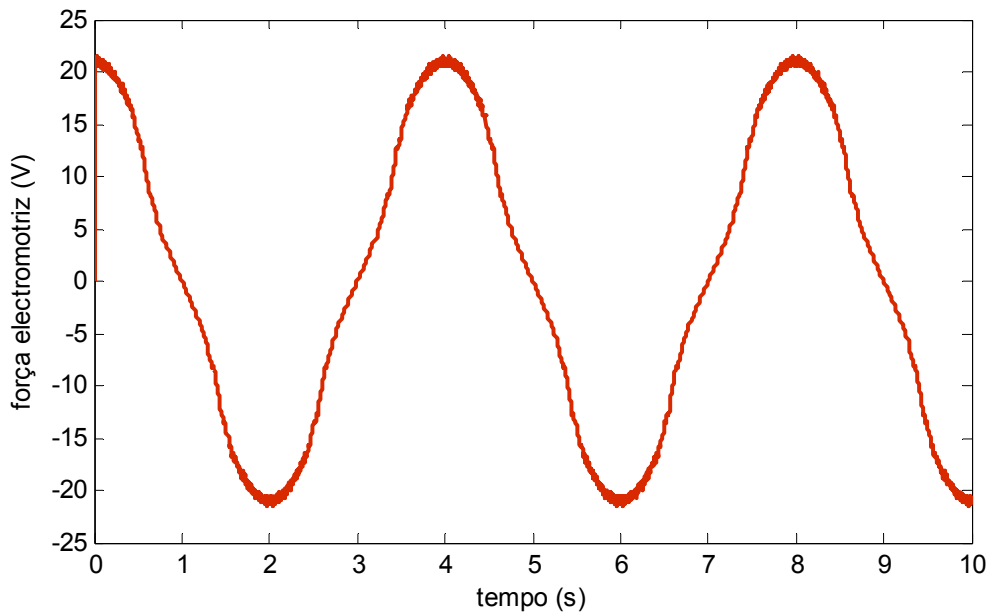


Figura 4.8 – Força electromotriz do gerador de corrente contínua equivalente.

Na Figura 4.8 observa-se que para o valor máximo de velocidade (aproximadamente 0.5 m/s), a força electromotriz possui um valor máximo de 21.5 V, ou seja, a tensão por fase (tensão simples) é de aproximadamente $21.5/\sqrt{3} = 12.41V$. Verifica-se assim um erro de quase 13% entre o valor obtido em simulação e o valor previsto. Esta diferença, embora significativa, não invalida o modelo desenvolvido, mas mostra o elevado peso dos efeitos de extremidade em máquinas de muito baixa velocidade (inicialmente afirmou-se que os efeitos de extremidade possuem pouco peso em máquinas de baixa velocidade, mas geralmente considera-se máquina de baixa velocidade quando opera na frequência de 50 – 60 Hz).

Na curva característica da força da máquina eléctrica, obtida no capítulo 2, verifica-se uma força máxima de 116.32 N (o gerador funciona no ponto de força máxima), para uma corrente por fase de 0.533 A (valor de pico). Utilizando no modelo do gerador uma carga resistiva tal ($R_{Load\ phase} = 10 \Omega$) que a corrente por fase seja de aproximadamente 0.533 A (valor de pico), obtém-se uma força máxima de 124 N (Figura 4.9), ou seja existe uma diferença de aproximadamente 6.6% entre o valor de projecto e o valor

obtido em simulação. Este erro é substancialmente inferior ao erro verificado no caso da força electromotriz, validando o modelo equivalente do gerador de corrente contínua com magnetos permanentes.

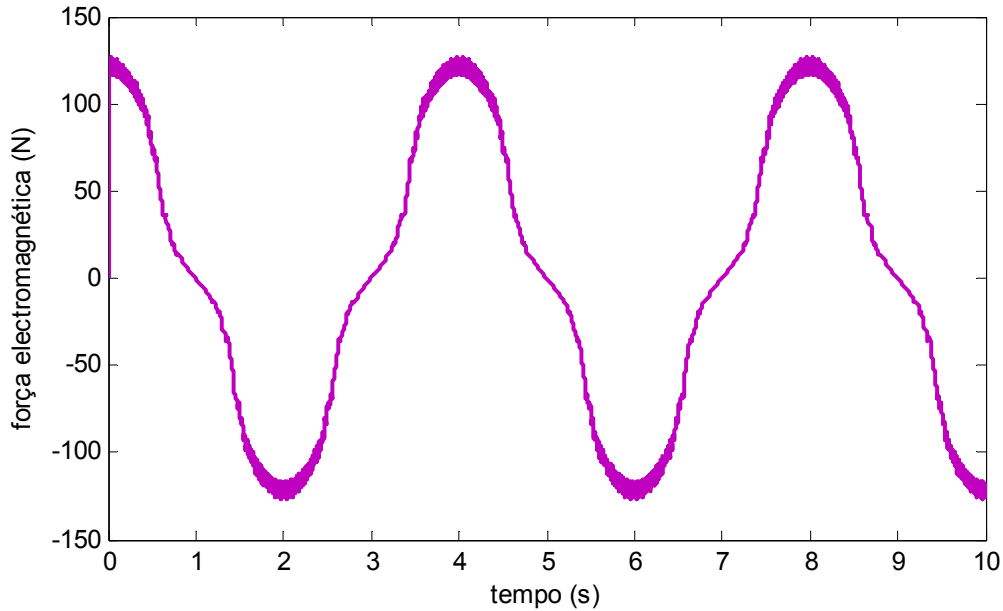


Figura 4.9 – Força electromagnética do gerador de corrente contínua equivalente.

4.2.1. Máquina Síncrona

Considere-se a variação da posição do sistema de excitação da máquina eléctrica $x(t) = 0.3 \sin\left(2\pi\frac{1}{4}t\right)$, e respectiva velocidade, registados nos gráficos da Figura 4.7, já utilizadas na validação do modelo do gerador de corrente contínua. Na Figura 4.10 é apresentado o gráfico da força electromotriz da fase 35 da máquina eléctrica, onde se verifica uma tensão máxima (pico) de 14 V, conforme previsto durante o dimensionamento da máquina. Este valor de tensão difere ligeiramente da força electromotriz (tensão simples) do modelo da máquina de corrente contínua, que representa a força electromotriz total da máquina, ao passo que a força electromotriz calculada neste modelo reflecte apenas a contribuição de uma fase.

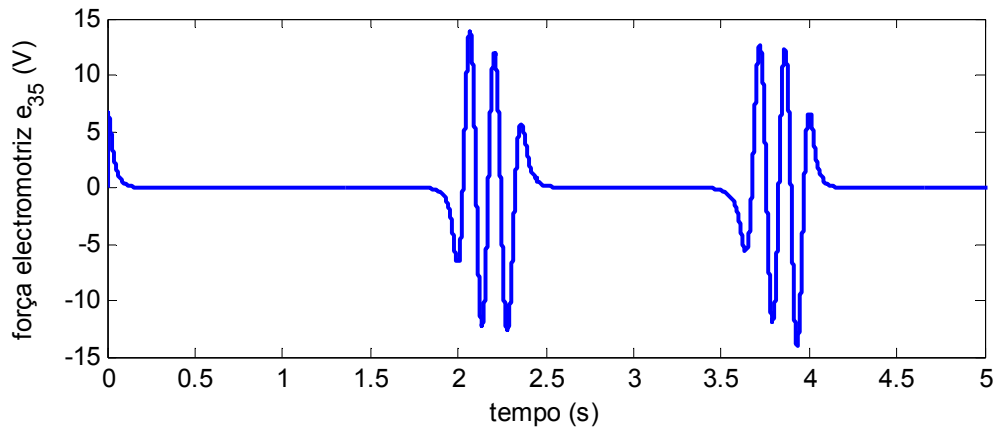


Figura 4.10 – Força eletromotriz da fase 35 do gerador linear síncrono de magnetos permanentes.

Como se referiu no ponto anterior, na curva característica da força da máquina eléctrica, obtida no capítulo 2, verifica-se uma força máxima de 116.32 N , para uma corrente por fase de 0.533 A (valor de pico). Utilizando no modelo do gerador síncrono uma carga resistiva tal ($R_{Load\,fase} = 10\ \Omega$) que a corrente por fase seja de aproximadamente 0.533 A (valor de pico), obtém-se uma força máxima de 130 N (Figura 4.11), ou seja existe uma diferença de aproximadamente 11.7% entre o valor de projecto e o valor obtido em simulação. Embora este erro seja substancialmente superior ao erro verificado no caso da força eletromotriz, valida o modelo equivalente do gerador linear síncrono de magnetos permanentes.

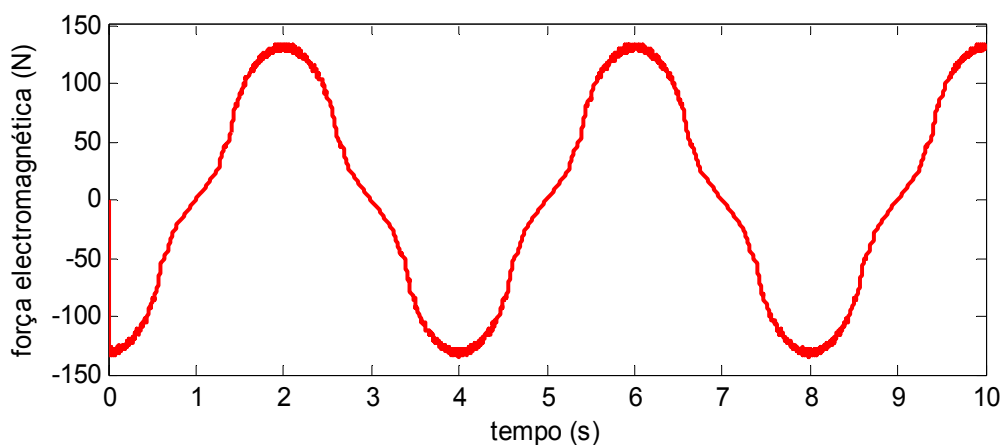


Figura 4.11 – Força eletromagnética total da máquina linear síncrona de magnetos permanentes.

As diferenças entre os valores de projecto e os valores de simulação, bem como as diferenças entre os dois modelos matemáticos desenvolvidos, podem ser explicadas através de vários factores, nomeadamente, influência do comprimento finito do sistema de excitação (efeitos de extremidade longitudinais) nas forças electromotrizes, e diferentes técnicas de implementação dos dois modelos.

Uma dessas diferenças diz respeito ao método de cálculo da força electromagnética da máquina eléctrica onde, por conveniência, foi utilizado o método de Lorentz nuns casos, e o método de Maxwell noutros casos. Contudo, apesar dessas diferenças de valores, considera-se que ambos os modelos são correctos, validando-se mutuamente.

4.3. Resposta Dinâmica do Sistema

Para a análise da resposta dinâmica do sistema, foi considerado que o mesmo é excitado por uma onda linear com 0.5 m de amplitude e frequência igual à frequência natural do sistema de extracção de energia das ondas, conforme descrito pela expressão (4.3), e, alimentando, o gerador, uma carga resistiva por fase $R_{Load\,fase} = 10 \Omega$.

$$z_{onda}(t) = 0.5 \sin(2\pi 0.959740 \times t) \quad (4.3)$$

O deslocamento vertical da superfície da água descrito através de (4.3), ao longo do tempo, é registado no gráfico da Figura 4.12 a). No gráfico da Figura 4.12 b) é apresentado o deslocamento vertical do elemento flutuador relativamente à superfície da água. Observando os dois gráficos da Figura 4.12 verifica-se que a razão \bar{A} determinada anteriormente se mantém neste caso particular, $\bar{A} = 2$.

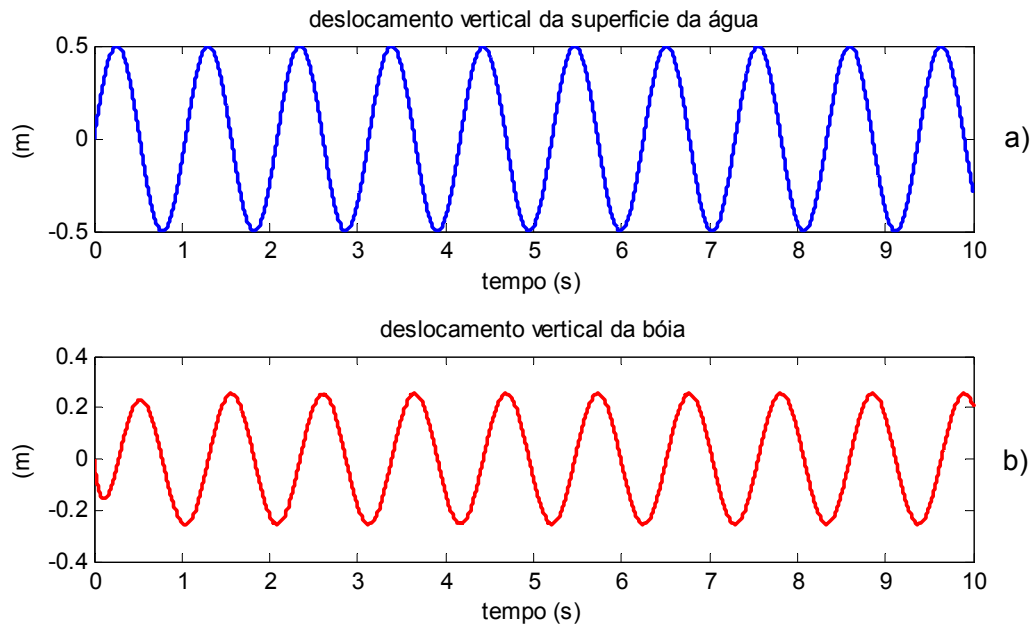


Figura 4.12 – Variação no tempo do deslocamento vertical da superfície da água e do deslocamento vertical da bóia.

Na Figura 4.13 são apresentados os gráficos da força total exercida sobre a bóia, e respectiva potência, cuja frequência é o dobro da frequência da força devido ao desfasamento temporal de 90° entre a velocidade e a aceleração.

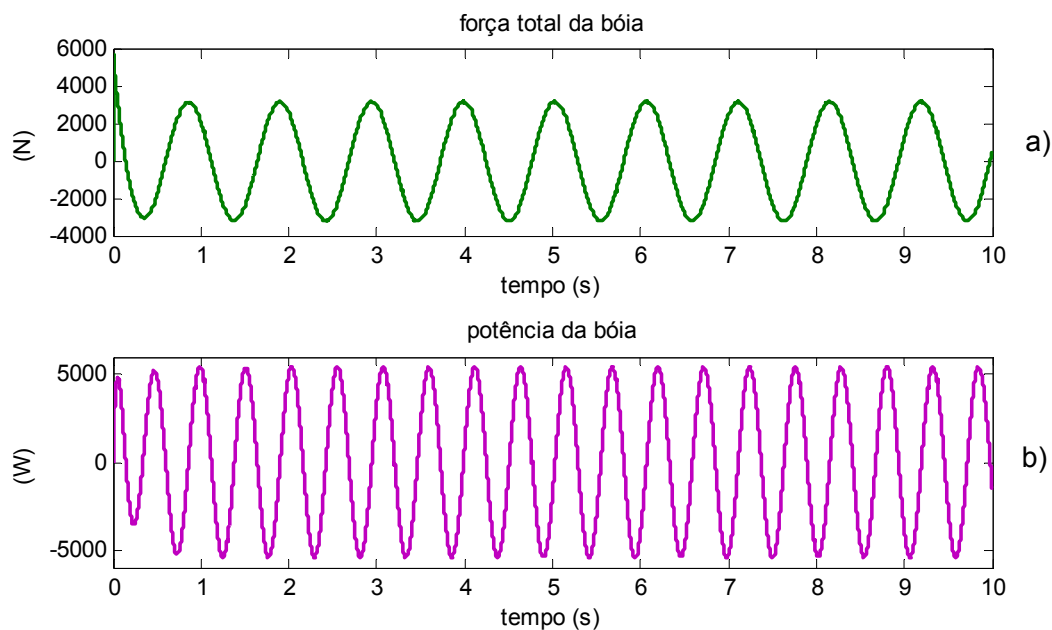


Figura 4.13 – Variação no tempo da força total na massa da bóia e respectiva potência.

No gráfico da força total da bóia (Figura 4.13 a)) é possível observar um pico transitório de força para $t = 0^+ s$, cuja amplitude é superior à amplitude da força em regime permanente. Tal deve-se ao facto de aceleração da bóia ser máxima no instante inicial, bem como à existência de uma grande variação de energia no sistema, já que o mesmo estava em repouso para $t = 0^- s$.

Apesar de se poder pensar que a força hidrodinâmica da bóia (devido ao atrito com a água) pouco contribui para a força exercida pelas ondas sobre a bóia, tal não é verdade. Na Figura 4.14 são registados os gráficos da força de impulsão (força de Arquimedes) e da força de atrito entre as paredes do flutuador e a água.

Observando o gráfico da força de impulsão sobre a bóia, na Figura 4.14 a) verifica-se uma força com amplitude de aproximadamente $1500 N$, enquanto a força de atrito possui uma amplitude de aproximadamente $3000 N$ (Figura 4.14 b)). Contudo, dado que as duas forças da Figura 4.14 estão desfasadas no tempo, a força resultante possui uma amplitude de aproximadamente $3200 N$, conforme registado no gráfico da força total sobre a bóia, na Figura 4.13.

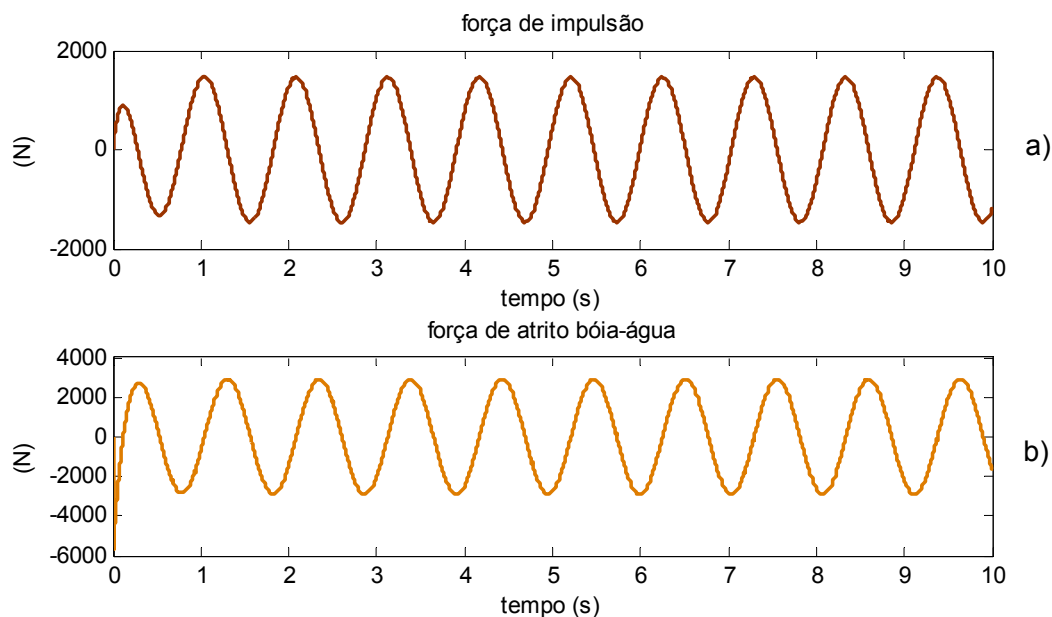


Figura 4.14 – Variação no tempo da força de impulsão (aplicada ao flutuador) e da força de atrito entre a água e a bóia (força hidrodinâmica).

Assim, a força hidrodinâmica contribui com cerca de metade para a força total exercida sobre a bóia (foram desprezadas as forças do gerador e respectiva mola, dado que as

suas amplitudes são muito baixas quando comparadas com a amplitude da força na bóia). Contudo, a não existência da força hidrodinâmica implicaria a entrada do sistema em ressonância, pelo que convém minimizar o atrito entre a bóia e a água, para uma maior extracção de energia.

Na Figura 4.15 são apresentados os gráficos da força total exercida sobre o sistema de excitação do gerador, e respectiva potência, cuja frequência é o dobro da frequência da força devido ao desfasamento temporal de 90° entre a velocidade e a aceleração, tal como se verificou no caso da Figura 4.13.

A força exercida pelo sistema de extracção de energia das ondas sobre o sistema de excitação do gerador possui aproximadamente o mesmo valor da força electromagnética da máquina eléctrica, mas com sinal oposto, dado que é uma força de reacção. A amplitude da força no sistema de excitação é de aproximadamente 41 N , em regime permanente.

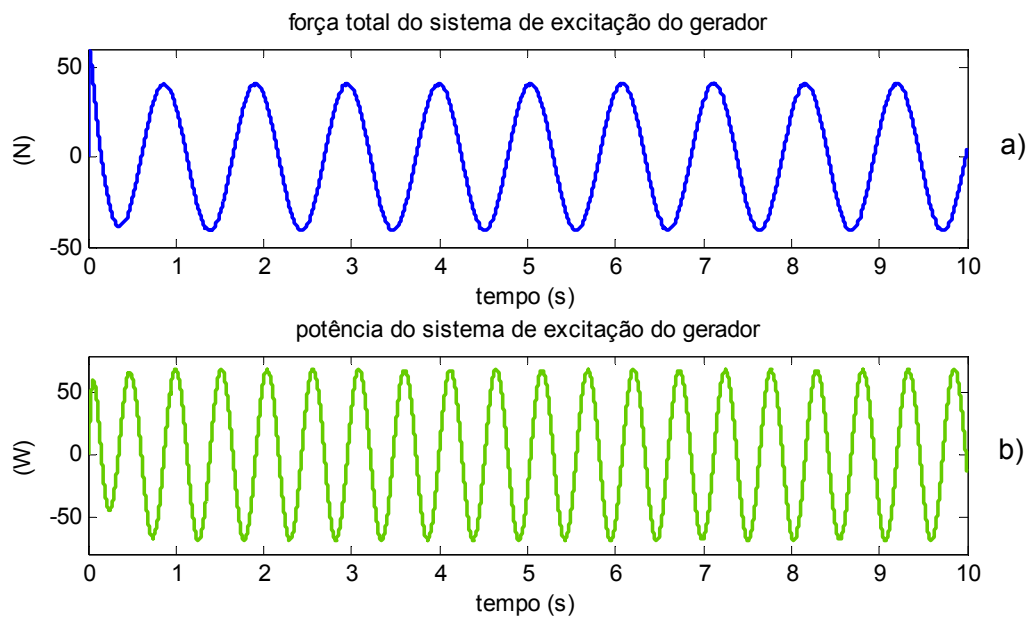


Figura 4.15 – Variação no tempo da força total na massa do sistema de excitação do gerador e respectiva potência.

Utilizando o gráfico da potência do sistema de excitação do gerador (Figura 4.15 b)) e o gráfico da potência da bóia (Figura 4.13 b)) calcula-se um rendimento da bóia de 1.2813 % para a carga eléctrica considerada, cerca de dez vezes inferior ao máximo

rendimento considerado para dispositivos de extracção de energia das ondas (10 – 15 %).

Um dos motivos para este baixo valor do rendimento é a reduzida massa do sistema de excitação do gerador, quando comparada com a massa da bóia m_1 . Tal é patente nos gráficos da força total das duas massas do sistema (Figura 4.13 a) e Figura 4.15 a)), onde a força exercida sobre a bóia é imensamente superior à força exercida sobre o sistema de excitação.

Assim, o rendimento da bóia pode ser melhorado aumentando a massa do sistema de excitação. Para as mesmas condições de funcionamento consideradas na análise da resposta dinâmica, um aumento de cinco vezes da massa do sistema de excitação (apesar de se alterar a frequência natural do sistema) traduz-se num aumento de quase cinco vezes do rendimento da bóia (6.2617 %).

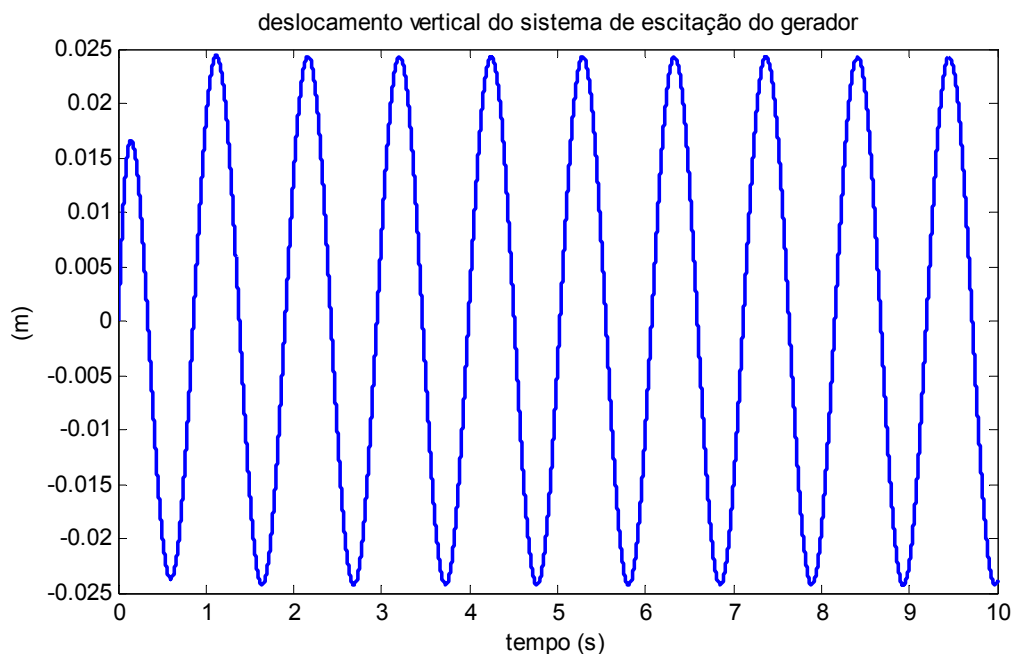


Figura 4.16 – Variação no tempo do deslocamento vertical do sistema de excitação da máquina eléctrica.

Dado que a potência do sistema de excitação do gerador é muito baixa quando comparada com a potência da bóia, então o deslocamento vertical da parte móvel da máquina eléctrica relativamente ao estator também possuirá uma amplitude muito reduzida, como se pode comprovar no gráfico da Figura 4.16.

Este baixo curso do veio ($< 50 \text{ mm}$) implica que poucas bobinas serão excitadas pelo campo magnético dos vários pólos (apenas as bobinas ao centro da máquina), dado que o passo polar é de 32 mm .

Possuindo, o sistema de excitação do gerador, um deslocamento vertical com baixa amplitude, a sua velocidade também é baixa, pelo que a força electromotriz das fases/bobinas influenciadas pelo campo magnético também possuirá uma amplitude muito reduzida e aquém do valor projectado para condições nominais de funcionamento.

No Figura 4.17 é registado o gráfico da força electromotriz da fase 27, uma das fases mais ao centro da máquina eléctrica, com uma amplitude de aproximadamente 3.55 V .

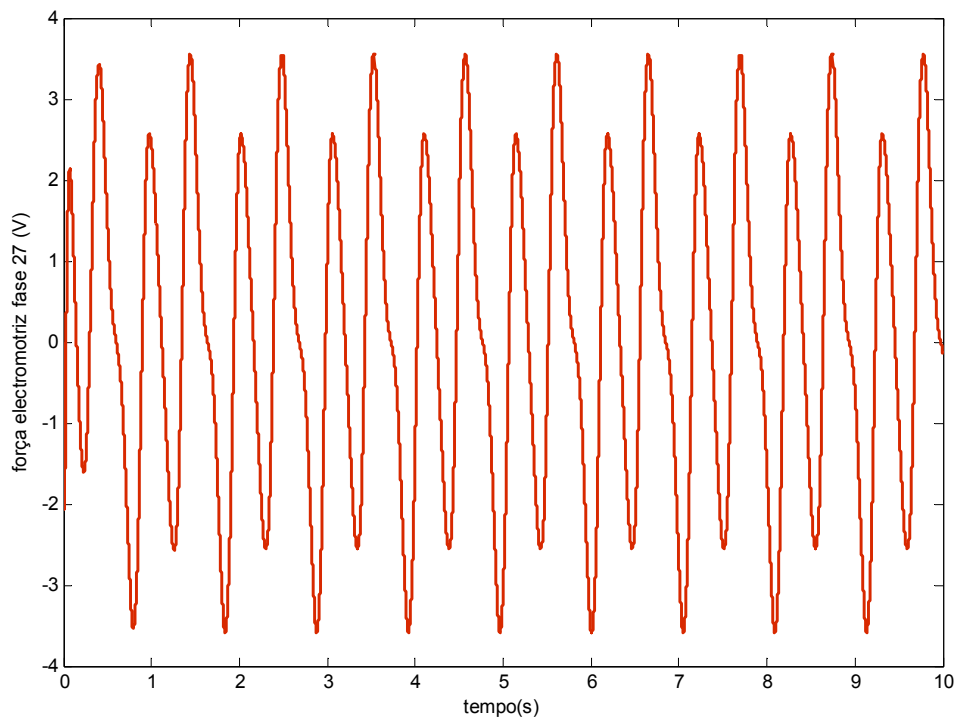


Figura 4.17 – Variação no tempo da força electromotriz da fase 27 do gerador.

Contudo, a amplitude da queda de tensão aos terminais da carga apresenta um valor ainda mais reduzido do que a força electromotriz, devido à elevada resistência das fases da máquina eléctrica.

No gráfico da Figura 4.18 a) é representada a queda de tensão nos enrolamentos da fase 27, e no gráfico da Figura 4.18 b) a queda de tensão aos terminais da fase 27. Note-se a quase igual amplitude das duas formas de onda, devido ao facto da resistência de carga por fase ($R_{Load\ fase} = 10\Omega$) apresentar um valor similar ao da resistência do enrolamento da fase ($R_{fase} = 11\Omega$). Como a carga do gerador é resistiva, a forma de onda da corrente nas várias fases está em fase com a queda de tensão na carga, diferindo apenas em amplitude.

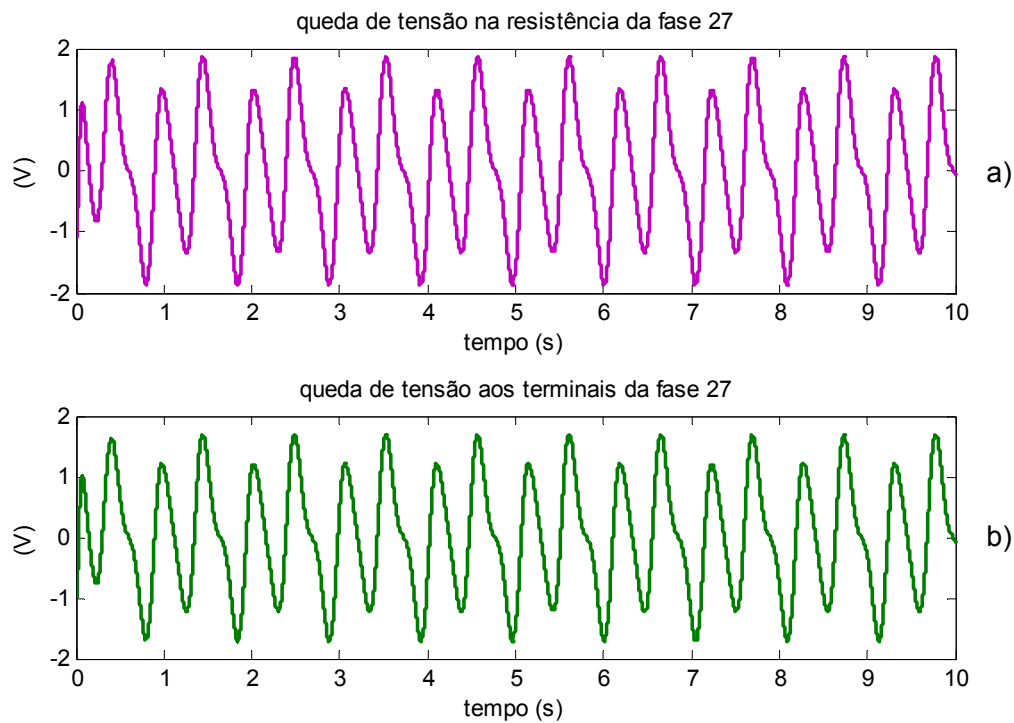


Figura 4.18 – Variação no tempo da queda de tensão na resistência do enrolamento da fase 27 do gerador, e da queda de tensão aos terminais da carga da mesma fase.

O modelo eléctrico dinâmico desenvolvido também fornece a potência gerada pela máquina e a potência dissipada pela carga. No gráfico da Figura 4.19 a) é representada a variação da potência devido à força electromotriz no gerador (potência total gerada pela máquina), e no gráfico da Figura 4.19 b) é representada a variação da potência total consumida/dissipada na carga da máquina eléctrica.

A potência gerada e a potência consumida permitem determinar o rendimento do gerador eléctrico, que neste caso particular é de 47.6667 %.

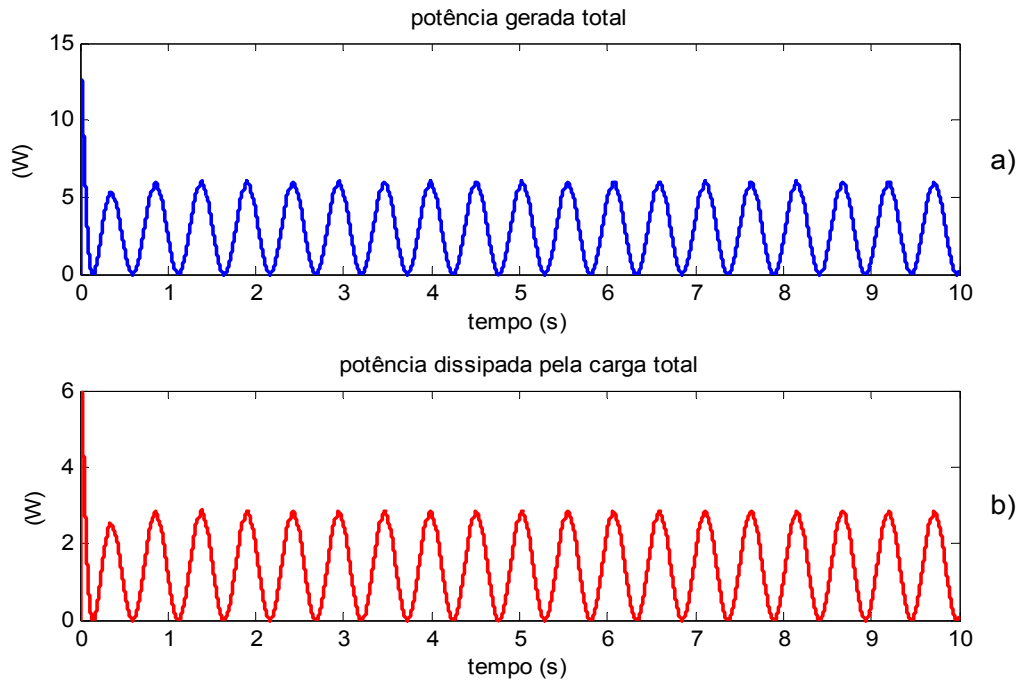


Figura 4.19 – Variação no tempo da potência total gerada pela máquina eléctrica, e da potência dissipada pela carga total do gerador.

Na análise da força total sobre a massa do sistema de excitação, afirmou-se que a força exercida pelo sistema de extracção de energia das ondas sobre o sistema de excitação do gerador possui aproximadamente (por a força exercida pela mola ser muito baixa) o mesmo valor da força electromagnética da máquina eléctrica, mas com sinal oposto. No gráfico da Figura 4.20 (e por comparação com a Figura 4.15 a)) é possível verificar essa afirmação, onde se regista a variação da força electromagnética desenvolvida.

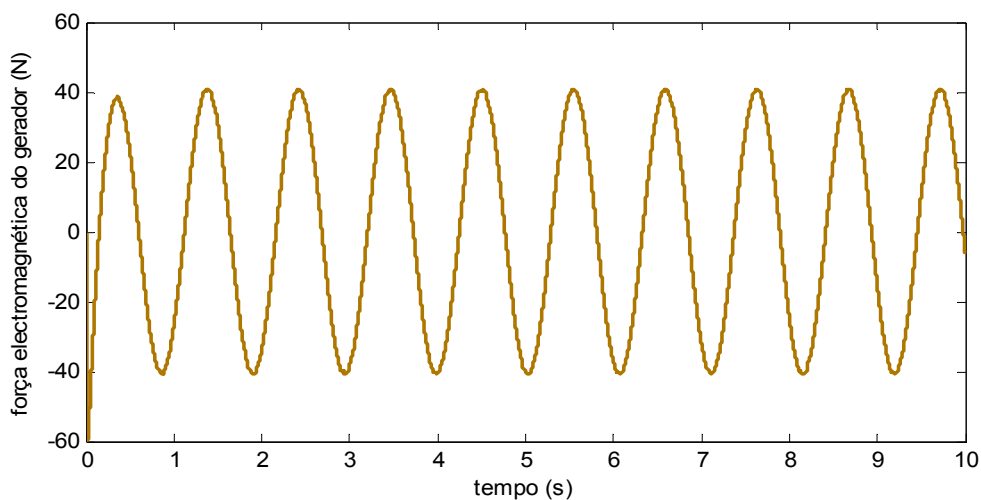


Figura 4.20 – Variação no tempo da força electromagnética do gerador (força no veio).

Na Figura 4.21 é registado o gráfico da força desenvolvida pela mola que garante o retorno do sistema de excitação do gerador à sua posição inicial. Devido ao baixo coeficiente de rigidez da referida mola, bem como à baixa amplitude do curso gerador (deformação da mola), a força desenvolvida pela mola é também baixa, como se pode observar na Figura 4.21, onde se verifica que amplitude da referida força é de 1.76 N , em regime permanente.

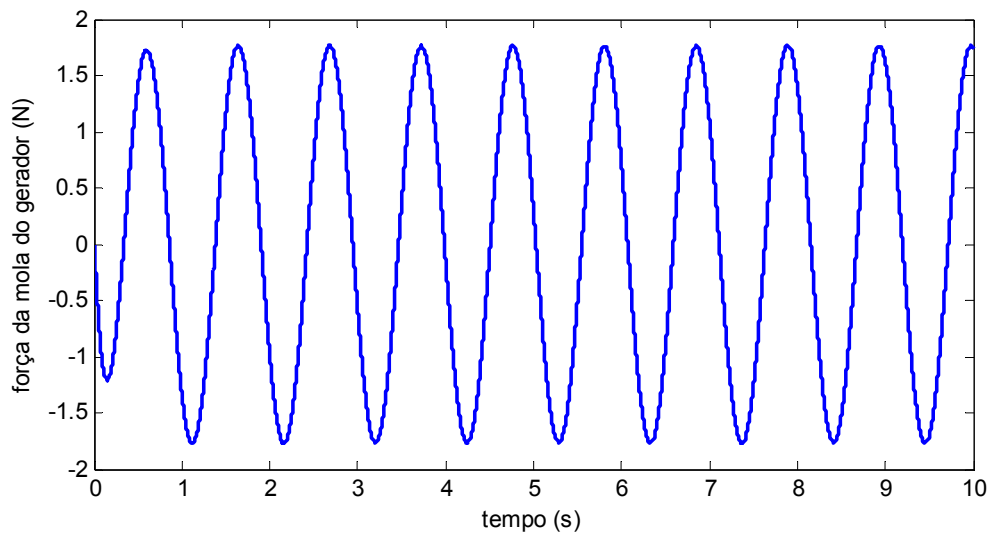


Figura 4.21 – Variação no tempo da força desenvolvida pela mola do gerador.

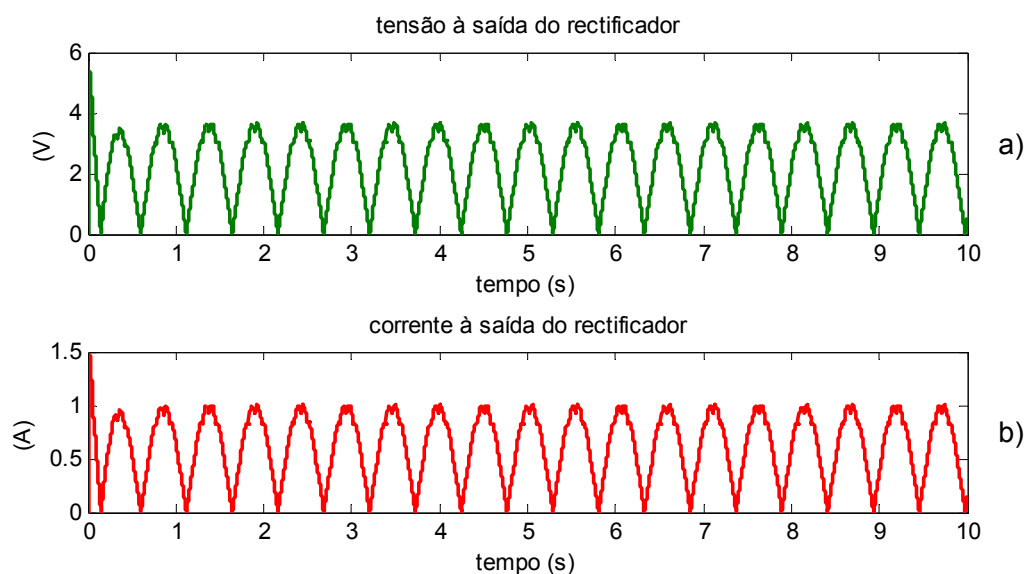


Figura 4.22 – Variação no tempo da tensão e corrente na carga à saída do rectificador.

Analisada a resposta dinâmica da bóia e do gerador, falta analisar a ponte rectificadora ideal. No gráfico da Figura 4.22 são apresentadas as formas de onda da tensão e corrente à saída do rectificador. Dado que a carga é puramente resistiva, as duas formas de onda evoluem de forma igual, diferindo apenas em amplitude. Note-se, também, que não foi modelado um condensador na saída da ponte rectificadora. Contudo, numa aplicação real, com uma ponte inversora para injeção na rede, tal seria necessário.

Mostra-se agora, na Figura 4.23, a variação da potência dissipada pela carga à saída da ponte rectificadora, valor calculado pelo modelo da ponte rectificadora, para efeitos de comparação com a potência dissipada pelas resistências de carga do gerador, valor calculado pelo modelo da máquina eléctrica.

No capítulo 3, durante a modelação da ponte rectificadora, afirmou-se que a potência dissipada pela carga no barramento de corrente contínua é ligeiramente inferior à potência dissipada pelo conjunto de cargas do gerador. Tal deve-se ao facto de a resistência equivalente no barramento de corrente contínua ser calculada assumindo que o número de conjuntos trifásicos de enrolamentos activos, sob acção do campo magnético do sistema de excitação, é igual ao número de magnetos permanentes da máquina. Devido a alguma dispersão lateral do campo magnético dos pólos exteriores do sistema de excitação, essa aproximação, embora válida, não é totalmente correcta.

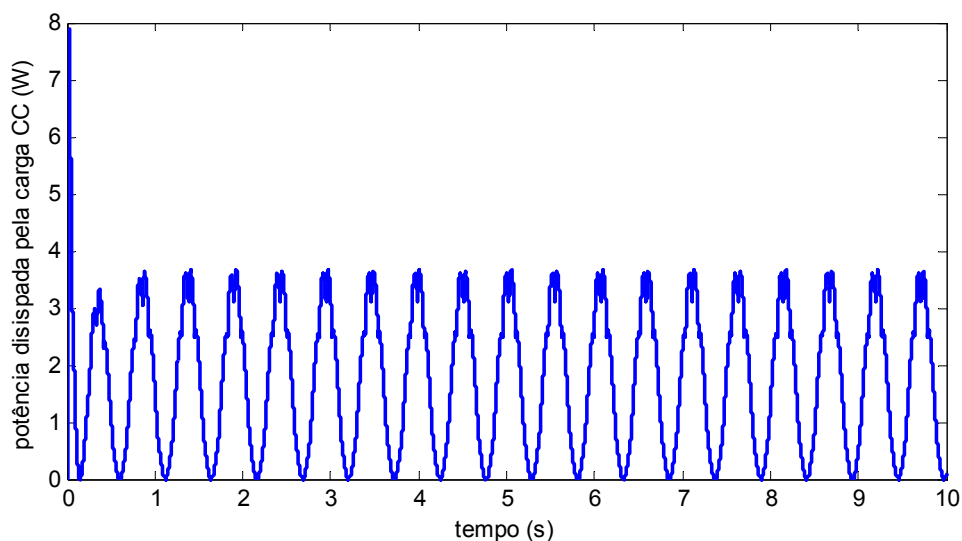


Figura 4.23 – Variação no tempo da potência consumida/dissipada pela carga resistiva no barramento de corrente contínua.

A potência dissipada pelo conjunto de cargas do gerador, representada no gráfico da Figura 4.19, verifica uma amplitude de 2.86 W , ao passo que a potência dissipada pela carga no barramento de corrente contínua, representada no gráfico da Figura 4.23, verifica uma amplitude de 3.6 W . Ora, estes valores estão em desacordo com o parágrafo anterior.

Esta diferença de potências deve-se ao impacto dos efeitos de extremidade nas tensões aos terminais da máquina. Como se pode observar na Figura 4.24, enrolamentos activos com o mesmo desfasamento eléctrico possuem amplitudes diferentes, quando idealmente deveriam possuir amplitudes iguais. Esta situação tem implicações a nível da comutação dos díodos na ponte rectificadora, alimentando a carga eléctrica a fase que num dado instante de tempo possua a maior amplitude de tensão. Ora, a alimentação da carga deveria ser repartida por todas as fases activas com o mesmo desfasamento eléctrico. Assim, pode ocorrer que, num dado instante, uma única fase alimente a carga, desequilibrando electricamente o gerador, além de poderem ser ultrapassados os valores da corrente máxima admissível nos enrolamentos e díodos da ponte rectificadora. Como, num dado instante, a resistência à saída da ponte rectificadora é submetida à máxima queda de tensão nos enrolamentos activos, a potência por ela consumida é mais elevada relativamente à situação em que se possui uma carga por fase.

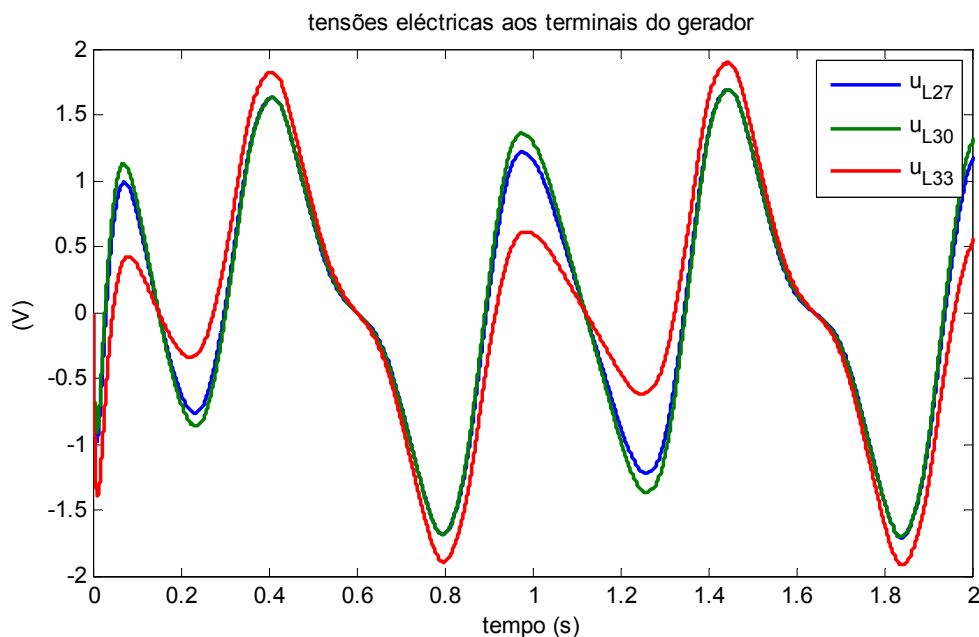


Figura 4.24 – Variação no tempo da tensão aos terminais das fases 27, 30, e 33 (fases com o mesmo desfasamento eléctrico).

Assim, deve ser utilizado o modelo do gerador síncrono, e não da ponte rectificadora, apesar de esta permitir extrair mais 26% de energia para uma carga CC equivalente. No entanto, deve ser redesenhada a estratégia de rectificação, de forma a evitar uma situação de desequilíbrio eléctrico nos enrolamentos do gerador.

Na Tabela 4.2 são reunidos e apresentados todos os valores (amplitude em regime permanente) das grandezas analisadas ao longo deste ponto (frequência da onda de excitação igual à frequência natural do sistema). Adicionalmente, foram repetidos os cálculos para duas situações adicionais: uma onda com frequência inferior à frequência de ressonância do sistema, e uma onda com frequência superior à frequência de ressonância do sistema. Apesar das diferentes frequências, mantém-se a amplitude da onda ($0.5 m$) e a resistência de carga por fase ($R_{Load\,fase} = 10 \Omega$).

O rendimento da bóia (Tabela 4.2) é definido como sendo a razão entre a potência do sistema de excitação do gerador e a potência da bóia, e o rendimento do gerador é definido como a razão entre a potência total consumida pela carga e a potência gerada total.

Comparando as três situações na Tabela 4.2 (diferentes frequências) verifica-se que o sistema extrai tanta mais energia das ondas quanto maior for a frequência das mesmas. Apesar disso, o maior rendimento da bóia ocorre para frequências de funcionamento abaixo da frequência natural do sistema.

Apesar da variação do rendimento da bóia com a frequência de funcionamento, o rendimento da máquina eléctrica mantém-se constante, pelo que o rendimento global do sistema é maior para a frequência de funcionamento inferior à frequência natural. Este facto contradiz a pressuposição considerada durante o dimensionamento da bóia e da mola do gerador: que o sistema extrai o máximo de energia quando a sua frequência de funcionamento é de ressonância. Tal pode ser explicado através da expressão utilizada para o cálculo do coeficiente hidrodinâmico b_1 (3.46), onde se considera que a razão \bar{A} não varia com a frequência de funcionamento, o que não é correcto. Assim, e como já se tinha verificado durante o dimensionamento da bóia, a expressão para o cálculo de b_1 só é válida quando a frequência de excitação é igual à frequência de ressonância do sistema de extracção de energia das ondas, pelo que o modelo desenvolvido também só será válido para esse caso.

Tabela 4.2 – Resumo das amplitudes das grandezas analisadas ao longo do ponto 5.2, em regime permanente, para três frequências da onda de excitação distintas.

	Caso 1	Caso 2	Caso 3
$f_{onda}[Hz]$	0.5	0.959740	2
$H_{onda(pp)}[m]$	1	1	1
$R_{Loadfase} [\Omega]$	10	10	10
Deslocamento vertical da bóia [m]	0.1086	0.2543	0.41
Força total da bóia [N]	888	3215	9930
Potência da bóia [W]	794.5	5429	24840
Força de impulsão [N]	625	1462	2357
Força de atrito água-bóia [N]	646	2907	9760
Força total do sistema de excitação do gerador [N]	11.28	41	124
Potência do sistema de excitação do gerador [W]	10.09	69	315
Rendimento da bóia [%]	5.1877	1.2813	1.2681
Deslocamento vertical do sistema de excitação do gerador [m]	0.0129	0.0243	0.0359
Força electromotriz da fase 27 [V]	0.85	3.55	11.4
Queda de tensão na resistência do enrolamento da fase 27 [V]	0.445	1.86	6
Queda de tensão aos terminais da fase 27 [V]	0.405	1.69	5.45
Potência gerada total [W]	0.46	6	56
Potência total consumida pela carga [W]	0.2188	2.86	26.5
Rendimento do gerador [%]	47.57	47.6667	47.32
Força electromagnética do gerador [N]	11.2	40.5	125
Força da mola do gerador [N]	0.9325	1.763	2.6
Tensão no barramento de corrente contínua [V]	0.96	3.6	11
Corrente no barramento de corrente contínua [A]	0.26	0.95	3
Potência no barramento de corrente contínua [W]	0.25	3.6	33

Adicionalmente, a força hidrodinâmica e o gerador, quando alimenta carga eléctrica, impedem a entrada do sistema em ressonância, pelo que não se verifica no caso 2 a situação de maior energia extraída das ondas. A máxima extracção de energia verifica-se no caso 3, pois a força hidrodinâmica cresce com a frequência de forma mais rápida

do que a força de impulsão. Dado que as duas forças se encontram desfasadas, a força resultante na bóia é superior no caso 3 comparativamente com o caso 2.

Outra conclusão que se pode retirar dos dados da Tabela 4.2 diz respeito ao curso do sistema de excitação do gerador. Este foi projectado para um curso de 440 mm (amplitude de 220 mm), mas verifica-se que nos vários casos da Tabela 4.2 o deslocamento vertical do sistema de excitação fica aquém do valor projectado. Assim, poderia ser utilizado um gerador com um curso inferior, dependendo também da carga eléctrica típica.

Outra análise efectuada diz respeito ao rendimento da máquina eléctrica em função da resistência de carga por fase. Para o efeito variou-se a resistência de carga por fase mantendo os parâmetros da onda de excitação do sistema. Na Tabela 4.3 são apresentados (valores de amplitude) a potência gerada, a potência dissipada pela carga, o rendimento do gerador, a amplitude do movimento do sistema de excitação, força electromotriz da fase 27 da máquina eléctrica, e potência do sistema de excitação, em função da resistência de carga.

Na Tabela 4.3 verifica-se um aumento do rendimento do gerador com o aumento da resistência de carga. Tal deve-se ao aumento do curso do sistema de excitação da máquina eléctrica (com o aumento da carga).

À medida que se aumenta a resistência de carga diminui a corrente nos enrolamentos da máquina, o que também diminui a força electromagnética desenvolvida pelo gerador. O gerador pode ser visto, no modelo mecânico do sistema, como um amortecedor, cujo coeficiente de amortecimento b varia com a corrente na máquina eléctrica. Diminuindo a corrente diminui o coeficiente de amortecimento do gerador e, mantendo-se constante a potência transmitida pela bóia ao gerador (verifica-se um ligeiro aumento), essa energia é transmitida na forma do aumento da amplitude do movimento vertical do gerador.

Assim, e apesar da diminuição da corrente, verifica-se um aumento da força electromotriz nas várias fases da máquina. Verifica-se, então, um aumento do rendimento, pois diminuem as perdas resistivas nos enrolamentos e aumenta a potência gerada pela máquina eléctrica.

Tabela 4.3 - Resumo das amplitudes de várias grandezas, em regime permanente, para diferentes valores da carga resistiva por fase do gerador.

$R_{Load\ fase} [\Omega]$	Potência gerada total [W]	Potência total consumida pela carga [W]	Rendimento do gerador [%]	Deslocamento vertical do sistema de excitação do gerador [m]	Força electromotriz da fase 27 [V]	Potência do sistema de excitação do gerador [W]
1	3.45	0.288	8.3478	0.01385	1.8	69
5	4.6	1.44	31.3043	0.01845	2.581	69
10	6	2.866	47.667	0.0243	3.56	69
15	7.4	4.27	57.7	0.03	4.55	69
20	8.8	5.7	64.41	0.0358	5.5	70
25	10.2	7.1	69.26	0.0415	6.4	68.5
30	11.6	8.45	73.28	0.0475	7.4	70
35	13	9.85	76.15	0.053	8.3	69
40	14.4	11.3	78.47	0.059	9.27	70
45	15.8	12.7	80.38	0.0645	10.2	70
50	17.2	14.1	81.98	0.07	11.1	70
55	18.6	15.4	82.887	0.076	12	70.5
60	20	16.9	84.5	0.082	13	71
80	25.7	22.5	87.55	0.105	17.17	71.5
100	31.3	28	90.446	0.128	21.58	72.5
150	45	42	93.33	0.185	32.2	77
200	59.5	56.2	94.45	0.245	42.4	80
∞	-	-	-	-	-	-

Torna-se, assim, importante utilizar um controlador de corrente à saída do rectificador, cujas entradas sejam a corrente na máquina, a força electromotriz, e o curso do gerador, para que se verifique o máximo rendimento da máquina eléctrica (baixos valores de corrente) sem que se excedam os seus parâmetros construtivos. Deve ter-se em atenção

que o modelo mecânico desenvolvido não prevê a limitação do curso do gerador, nomeadamente, através da utilização de molas de fim de curso.

Analisando os dois casos em que a resistência de carga por fase é de 150Ω e 200Ω , verifica-se que no primeiro caso a amplitude do movimento vertical do sistema de excitação não ultrapassa o seu máximo valor (220 mm). Contudo, no segundo caso é ultrapassado o máximo curso do sistema de excitação do gerador. Assim, a máxima resistência de carga é limitada pelo máximo curso da máquina eléctrica (o máximo valor da resistência de carga pode ser obtido por interpolação dos dados obtidos em função do curso da máquina eléctrica).

Nos dois casos do parágrafo anterior verifica-se também que a força electromotriz da fase 27 é superior ao valor projectado (1.5 a 2 vezes), sendo no entanto a potência gerada inferior ao valor dimensionado. Assim, não existirão problemas do ponto de vista térmico dos enrolamentos, mas sim do isolamento. É, portanto, válido operar com a máquina nesta situação.

4.4. Conclusões

Foi realizada uma simulação dinâmica da bóia incluindo o gerador, mas sem alimentar carga eléctrica, para contabilizar apenas todas as massas do sistema. Esta simulação foi efectuada para três frequências de onda diferentes, tendo permitido verificar que a expressão para o coeficiente hidrodinâmico da bóia só será válida para ondas de excitação com frequência igual à frequência natural do sistema extractor, como já foi referido. Contudo, dada a natureza breve das simulações, e não conhecendo as simplificações efectuadas pelo seu autor, não é possível afirmar categoricamente que a dita expressão não é válida para todas as condições.

As simulações da bóia sem carga eléctrica aos terminais do gerador também permitiram confirmar que, em certos casos, especialmente quando o sistema entra em ressonância, a amplitude do movimento das massas móveis cresce ao longo do tempo, podendo levar à destruição do sistema, se não forem implementados os devidos limitadores mecânicos.

Ambos os modelos da máquina eléctrica que foram desenvolvidos são validados pela comparação dos seus resultados com os parâmetros de projecto da máquina, embora se tenham verificado algumas diferenças significativas.

Uma dessas diferenças diz respeito à força electromotriz esperada, que difere da força electromotriz obtida. Já na fase de projecto se tinha observado que o comprimento finito do sistema de excitação magnética influenciava negativamente a força electromotriz, obtendo-se um valor inferior ao definido. Os valores inferiores da força electromotriz obtidos nos modelos da máquina são idênticos aos previstos durante o projecto da máquina, demonstrando mais uma vez que é necessário equacionar correctamente o dimensionamento do circuito magnético da máquina, especialmente através da utilização de um sistema com número par de magnetos, ao invés de um sistema com número impar de magnetos permanentes, como o que foi utilizado.

Outra das diferenças entre os dois modelos diz respeito ao método utilizado para o cálculo dos parâmetros dos modelos, nomeadamente da força. Por questões de conveniência, numas situações foi utilizado o método de Lorentz para o cálculo da força, enquanto noutros casos foi utilizado o método de Maxwell.

A última grande diferença entre os dois modelos diz respeito à contabilização das indutâncias mútuas, ou seja, à influência do campo magnético de uma fase sobre outra. O modelo da máquina eléctrica de corrente contínua equivalente não contabiliza esta situação, ao passo que o modelo da máquina síncrona fá-lo. Contudo, e como já foi referido diversas vezes ao longo do trabalho, a intensidade do campo magnético devido à circulação de corrente nos enrolamentos é muito inferior à intensidade do campo magnético do sistema de excitação, resultando numa queda de tensão indutiva quase nula, ou muito baixa.

A simulação do sistema na globalidade mostra que, apesar de o sistema ter sido projectado para uma determinada frequência de ressonância, quando a onda possui essa mesma frequência o sistema não entra em ressonância. Tal deve-se à força hidrodinâmica, que exerce atrito entre a água e as paredes da bóia, bem como ao gerador que actuam como um travão da massa oscilante.

Verificou-se, também, que para baixos valores de resistência de carga, a máquina eléctrica possui um baixo rendimento e o curso do seu veio é mínimo, pelo que poderia

ser desenhado um gerador mais curto. Contudo, mostrou-se em seguida que o rendimento do gerador é tanto mais alto quanto maior for a resistência de carga (com maior produção de energia), o que leva à necessidade de integrar um controlador de corrente à saída da máquina eléctrica de forma a simular um resistência de elevado valor (baixa corrente). Este controlador permite assim otimizar a produção de energia, mantendo a máquina a funcionar de forma a respeitar os seus parâmetros construtivos.

5. Montagem e Ensaio da Máquina Eléctrica

Neste capítulo discute-se a construção, montagem, e subsequente ensaio da máquina eléctrica projectada, comparando os dados dos ensaios com os dados obtidos através de simulação. Essa comparação permitirá a validação dos modelos matemáticos da máquina eléctrica projectada.

5.1. Montagem da Máquina Eléctrica

A construção da máquina eléctrica projectada é realizada em duas fases distintas: montagem do sistema de excitação e montagem do sistema estatórico. Concluída a construção dos dois sistemas, estes são reunidos. De forma a ensaiar dinamicamente o gerador construído é também prevista a elaboração de um sistema de conversão mecânica de movimento rotativo em movimento linear.

5.1.1. Montagem do Sistema de Excitação

Conforme na descrição e dimensionamento da máquina eléctrica, o sistema de excitação é constituído por vários magnetos permanentes de forma cilíndrica oca e respectivas peças polares, colocados de forma contígua a formar 5 conjuntos (6 pólos) (ver Figura 2.2).

De forma a facilitar o processo de montagem, os vários conjuntos de magnetos e peças polares são montados separadamente, e só no fim são reunidos para formar o sistema de excitação da máquina eléctrica. Assim, as várias peças de cada conjunto (magnetos e meias peças polares) são coladas com resina *epoxy*, utilizando um varão central como

guia para manter o alinhamento entre peças, sendo prensadas até que se verifique a secagem da cola.

Nas Figuras 5.1 e 5.2 é esquematizada a montagem de um conjunto (corte longitudinal). Na Figura 5.1 é indicada a aplicação de cola nas faces interiores ao pólo das várias peças metálicas (magnetos e meias peças polares) e respectivo alinhamento, enquanto na Figura 5.2 é esquematizada a prensagem do conjunto para secagem da cola e remoção do veio guia.

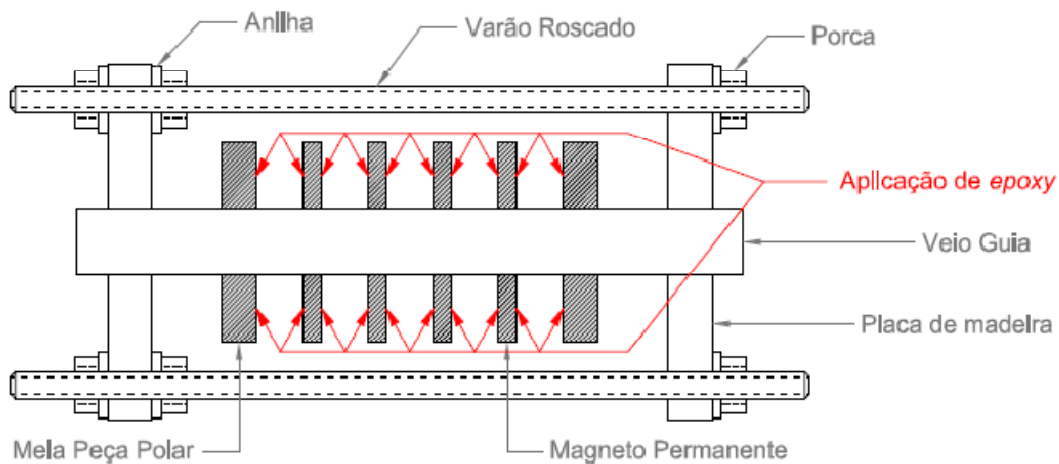


Figura 5.1 – Esquematização da montagem de um conjunto do sistema de excitação do gerador (aplicação de cola).

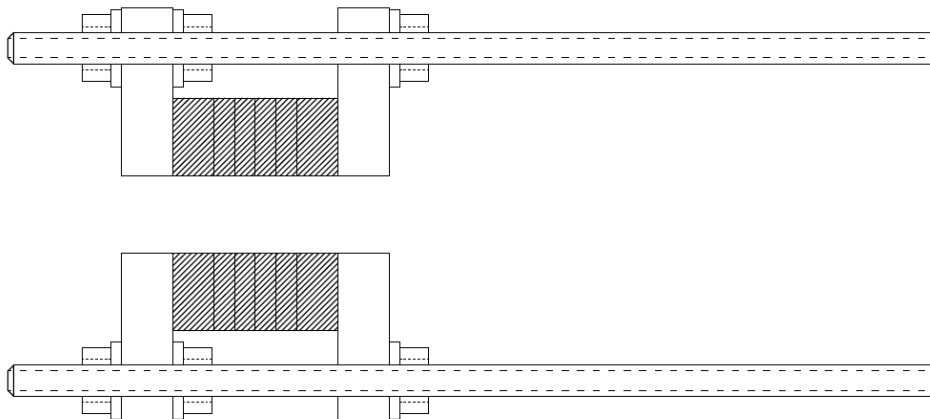


Figura 5.2 – Esquematização da montagem de um conjunto do sistema de excitação do gerador (prensagem do conjunto para secagem da cola).

Na Figura 5.3 pode visualizar-se a prensagem de um bloco/conjunto, enquanto ocorre a secagem da cola do tipo *epoxy*, e na Figura 5.4 o mesmo bloco já terminado. As placas

de madeira utilizadas para a compressão das peças são tacos de madeira de pinho, escolhidos devido à sua rigidez e superfície regular.



Figura 5.3 – Prensagem de um bloco do sistema de excitação para secagem da cola.



Figura 5.4 – Conjunto do sistema de excitação da máquina eléctrica terminado (após secagem da cola).

Os blocos individuais do sistema de excitação contíguos possuem o sentido do campo magnético oposto (um relativamente ao outro), pelo que entre eles existe uma força longitudinal de repulsão. Tal facto dificulta a montagem do sistema de excitação, pois não existe fixação mecânica por meio de parafusos ou outros similares (no sistema de excitação) que ajude a vencer esta força repulsiva de forma gradual. Assim, e à semelhança do utilizado para montar os conjuntos individuais do sistema de excitação, é utilizado o mesmo tipo de prensa que comprime os vários blocos até à secagem da cola.

De forma a determinar a força de repulsão entre os vários blocos, foi elaborado um programa em ambiente Matlab que, através de análise por elementos finitos, determina essa força à medida que se aproximam dois blocos com igual polaridade magnética. O programa calcula também a mínima densidade de força da cola a utilizar, de modo a que esta suporte os esforços entre os magnetos (entenda-se conjuntos do sistema de excitação). A Figura 5.5 mostra o fluxograma simplificado do referido programa.

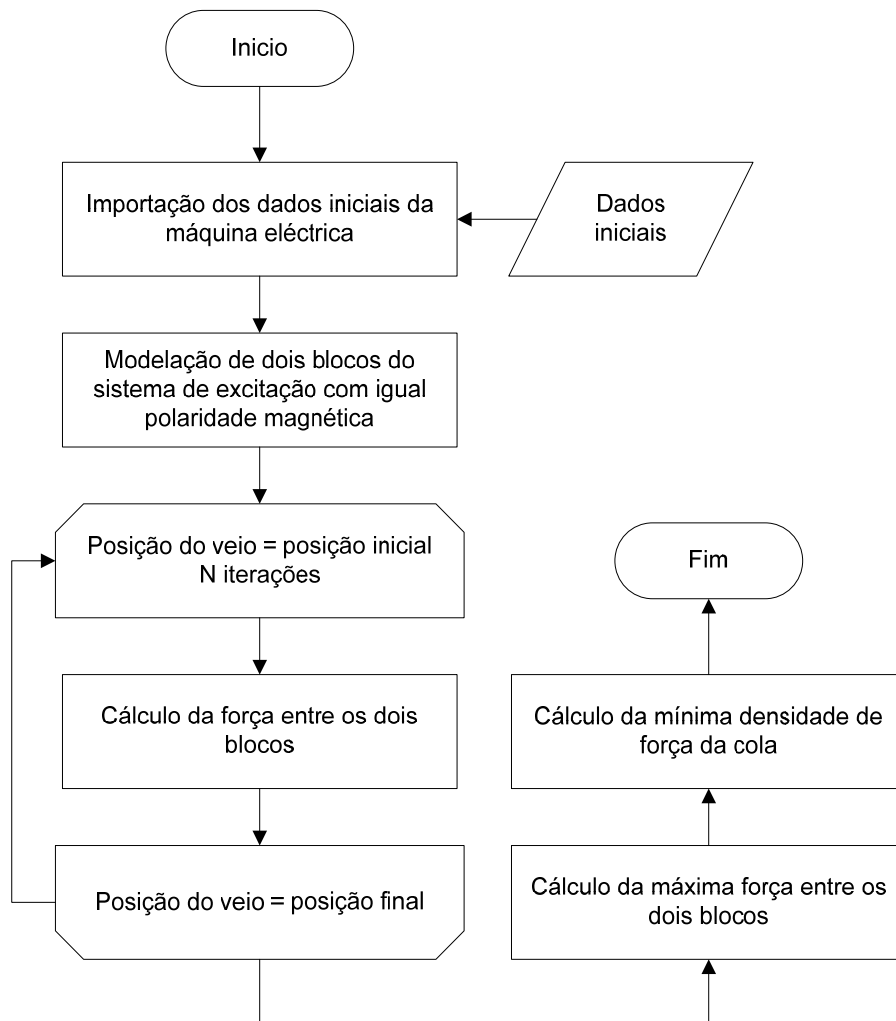


Figura 5.5 – Fluxograma do programa para o cálculo da força de repulsão verificada durante a montagem de dois conjuntos contíguos do sistema de excitação.

Na Figura 5.6 é registado o gráfico da variação da força com a distância entre os dois blocos, calculada pelo programa. Como se pode observar, a máxima força entre os dois conjuntos ocorre quando são unidos, verificando-se uma força de 185.19 N.

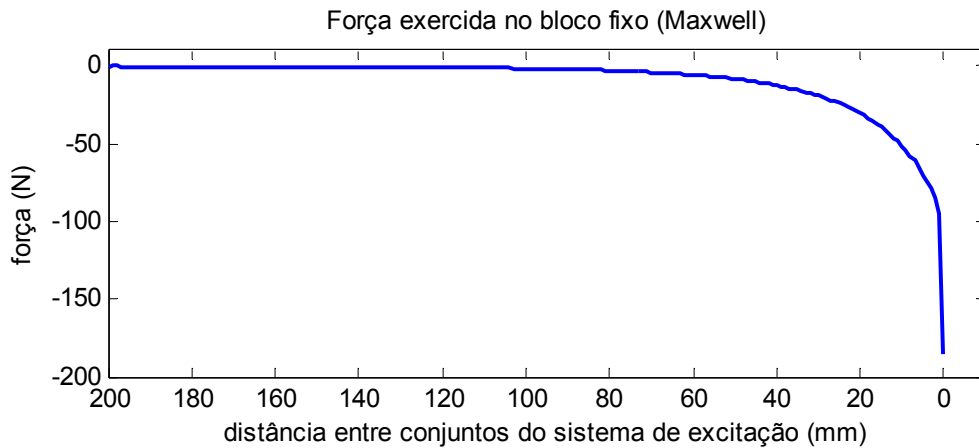


Figura 5.6 – Variação da força de repulsão entre dois conjuntos contíguos do sistema de excitação com a distância entre os mesmos.

Admitindo que a cola é aplicada apenas na zona escurecida da Figura 5.7 (para evitar que ao unir as peças contíguas a cola saia para o exterior das peças), e que a margem $e_m = 2\text{ mm}$, a mínima densidade de força da cola *epoxy* é de $1.7863 \times 10^5\text{ N/m}^2$, valor muito inferior à máxima densidade de força da maioria das colas *epoxy* no mercado.

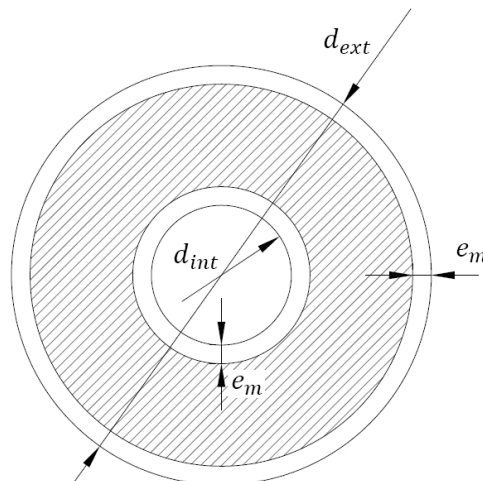


Figura 5.7 – Zona de aplicação de cola nas peças polares e magnetos permanentes.

Para montar e colar os vários blocos do sistema de excitação, é utilizado o mesmo método de prensagem, que além de permitir manter as peças em posição até à secagem da cola, também permite vencer a força de repulsão entre pólos contíguos. Na Figura 5.8 (corte longitudinal) é esquematizada a aplicação de cola nas faces interiores ao

sistema de excitação dos vários blocos e respectivo alinhamento, enquanto na Figura 5.9 (corte longitudinal) é indicada a prensagem do sistema de excitação para secagem da cola e remoção do veio guia.

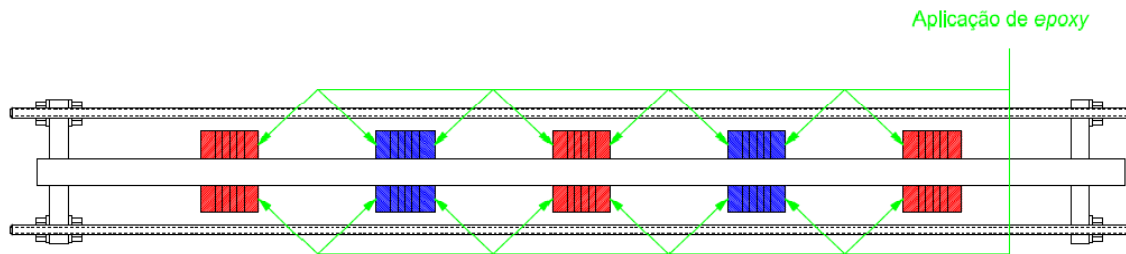


Figura 5.8 – Esquematização da montagem do sistema de excitação (aplicação de cola).

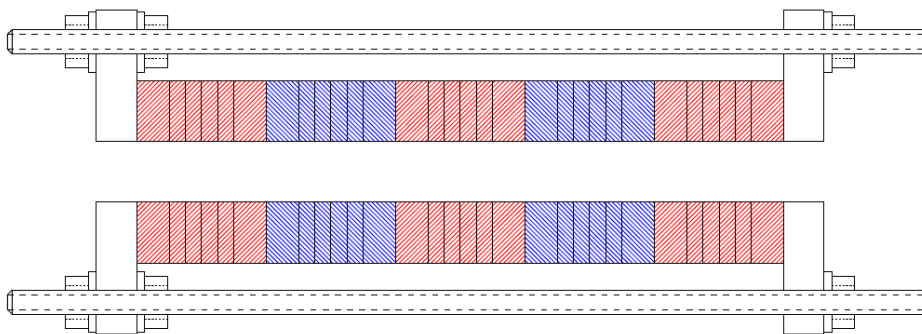


Figura 5.9 – Esquematização da montagem do sistema de excitação (prensagem do conjunto de pólos).

Na Figura 5.10 pode visualizar-se o sistema de excitação prensado, enquanto ocorre a secagem da cola do tipo *epoxy*, e na Figura 5.11 o mesmo sistema de excitação já terminado.

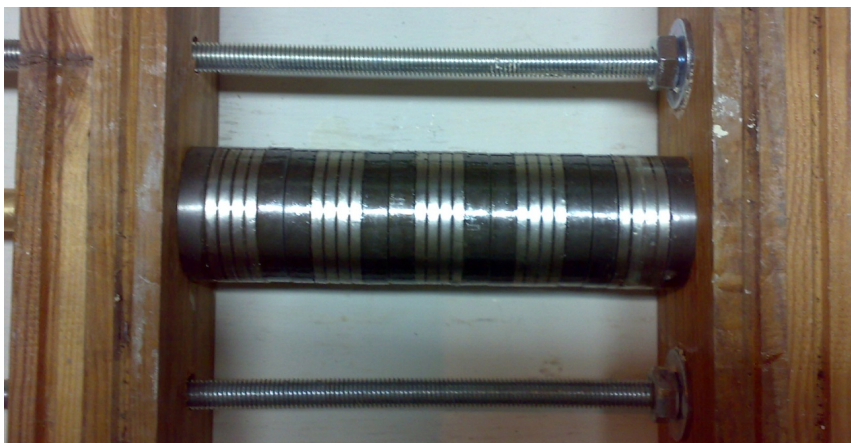


Figura 5.10 – Prensagem do sistema de excitação (para secagem da cola).

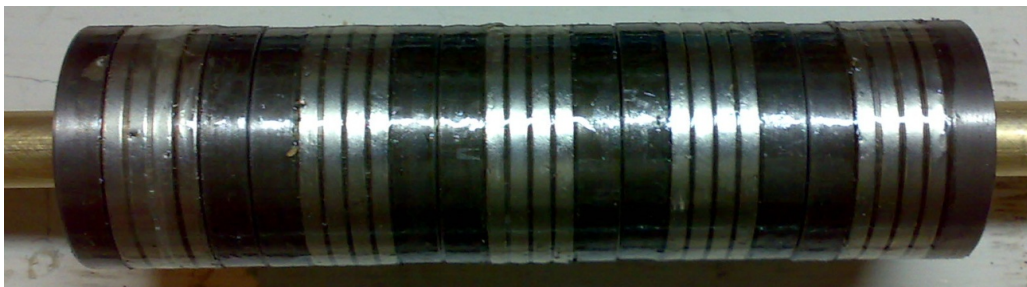


Figura 5.11 – Sistema de excitação da máquina eléctrica terminado, e inserido no veio do gerador.

Terminada a montagem do sistema de excitação verificou-se que a cola empregue (*epoxy standard*) não adere satisfatoriamente a superfícies metálicas lisas, tendo ocorrido a separação dos conjuntos do sistema de excitação, bem como de alguns magnetos permanentes. Assim, foi necessário utilizar uma cola de soldadura a frio para metais, tendo-se realizado também algumas estrias nas superfícies com recurso a uma ferramenta cortante.

5.1.2. Montagem do Estator

O estator da máquina eléctrica é constituído por várias bobinas montadas sobre o mesmo eixo, e cujas bobinas contíguas possuem o sentido de enrolamento oposto. O exterior das bobinas eléctricas é revestido por uma camada de aço, que constitui a armadura do circuito magnético do estator.

As bobinas, circulares, são enroladas com recurso a um molde, que é depois retirado, mantendo-se a forma da bobina com fita adesiva. A marcação do sentido de enrolamento é feita com recurso a manga térmica de diferentes cores. Na Figura 5.12 é apresentada uma das bobinas da máquina, finalizada.

Devido ao método empregue para a construção das bobinas (enrolamento com máquina rotativa mas com tracção manual do fio), as bobinas obtidas possuem factores de preenchimento diferentes, logo também possuem dimensões diferentes, especialmente diâmetros exteriores e espessuras diferentes.



Figura 5.12 – Bobine da máquina eléctrica.

Finalizadas as bobinas do gerador, estas são montadas com recurso a um molde. As várias bobinas são colocadas no molde respeitando o sentido de enrolamento no projecto, estando o molde coberto com massa de desmoldar.

Na Figura 5.13 é esquematizada a utilização de varões roscados e placas de madeira, bem como do veio guia, para a preparação dos enrolamentos do gerador, onde as cores diferentes representam sentidos de enrolamento diferentes. Na Figura 5.14 pode ser observada um pormenor do circuito eléctrico estatórico, da máquina eléctrica, depois da secagem da cola, onde é visível uma diferença de dimensões das várias bobinas.

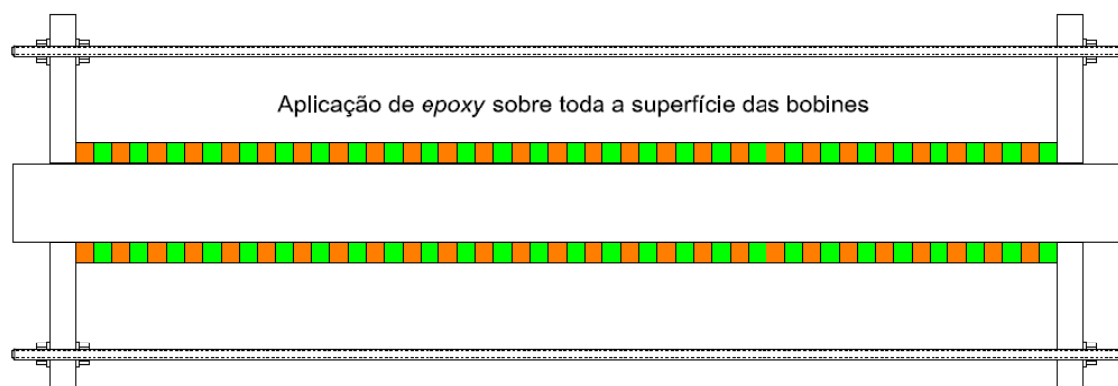


Figura 5.13 – Esquematização da prensagem das bobinas do estator para aplicação de cola.

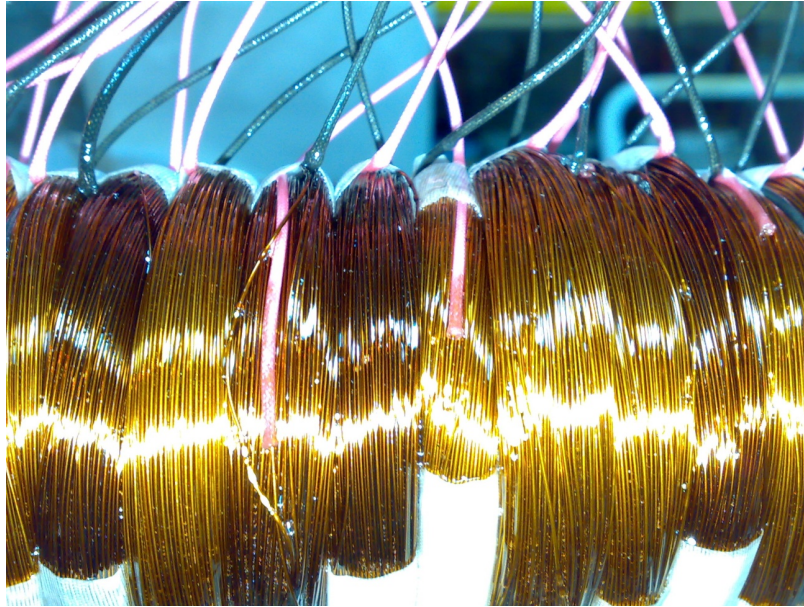


Figura 5.14 – Pormenor de parte do estator após aplicação de cola.

Construído o circuito eléctrico do estator, é necessário aplicar a camada de ferro que compõe o circuito magnético do estator. Dada a necessidade de utilizar materiais imediatamente disponíveis no mercado, são utilizadas barras de ferro com secção $7 \times 7 \text{ mm}$, em detrimento do circuito magnético projectado (cilindro em aço magnético com 4 mm de espessura). Estas barras de ferro são dispostas em torno das bobinas, com auxílio de resina *epoxy*, formando um circuito magnético que neste caso não é maciço, alterando as condições de projecto.

Para auxiliar a colocação das barras de ferro em torno do circuito eléctrico do estator, as barras são coladas inicialmente num suporte de tela de fibra de vidro. Depois, o conjunto de barras de ferro é enrolado em torno das bobinas, fixando-o com recurso a cola.

Na Figura 5.15 observa-se a montagem de apenas algumas barras de ferro sobre as bobinas (em pormenor), sendo visível a diferença de dimensões entre as várias bobinas, conduzindo a uma superfície dos enrolamentos não uniforme (o que implica menos contacto entre os enrolamentos e as barras de ferro, e um aumento do entreferro magnético relativamente ao projectado). O estator da máquina eléctrica terminado é representado na Figura 5.16.

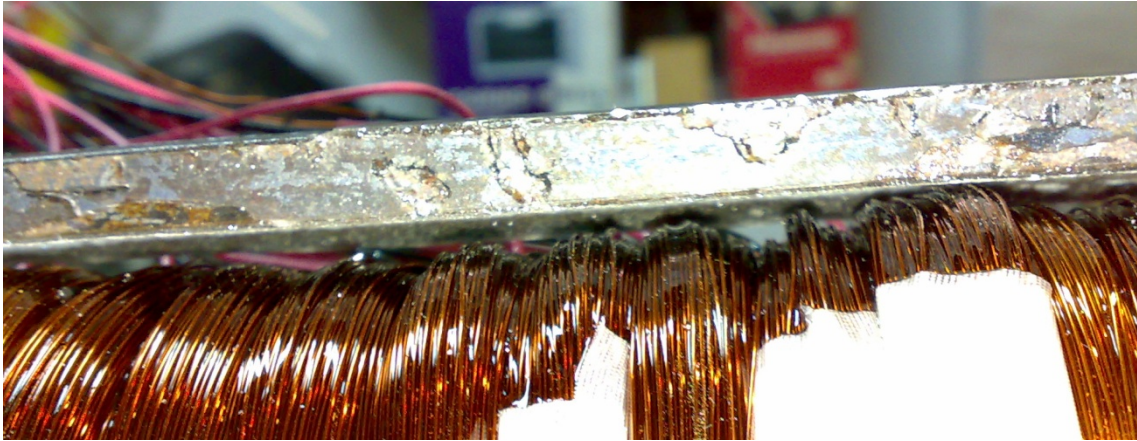


Figura 5.15 – Pormenor da aplicação de algumas barras de ferro no exterior dos enrolamentos.

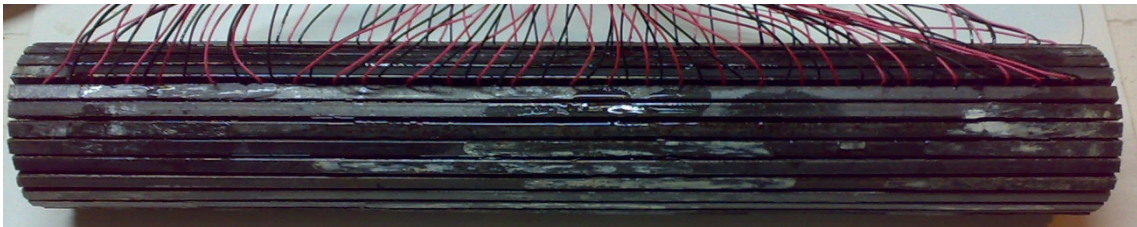


Figura 5.16 – Estator da máquina eléctrica terminado.

5.1.3. Montagem Final da Máquina

Concluídas as montagens em separado do sistema de excitação e do sistema estatórico, procedeu-se à montagem final da máquina eléctrica. Tal consistiu essencialmente em centrar o veio da máquina relativamente aos enrolamentos e na construção da ponte rectificadora de 54 fases.

Para a montagem do veio da máquina foram utilizados varões roscados, e tacos de madeira de pinho colocados nas extremidades do estator. Baseando-se no sistema de prensa utilizado para a construção do sistema de excitação e dos enrolamentos, os varões roscados mantêm os tacos sob pressão contra as extremidades do estator, propiciando um ponto de fixação para o veio da máquina, após abertura de um furo

centrado em cada extremidade. Na Figura 5.17 é possível observar a montagem na globalidade, enquanto na Figura 5.18 são apresentadas em pormenor ambas as extremidades da montagem (no lado esquerdo da Figura 5.18 é visível um varão adicional, destinado a mover o sistema de excitação).

Caso as extremidades do estator apresentassem uma superfície geometricamente regular, poderiam ter sido utilizadas peças devidamente maquinadas para o suporte do veio. Contudo, dada a natureza algo artesanal da montagem tal não foi possível, recorrendo-se à solução descrita, que possui a desvantagem de o veio ter que ser centrado através de ajustes consecutivos.



Figura 5.17 – Montagem do veio e sistema de excitação no gerador.

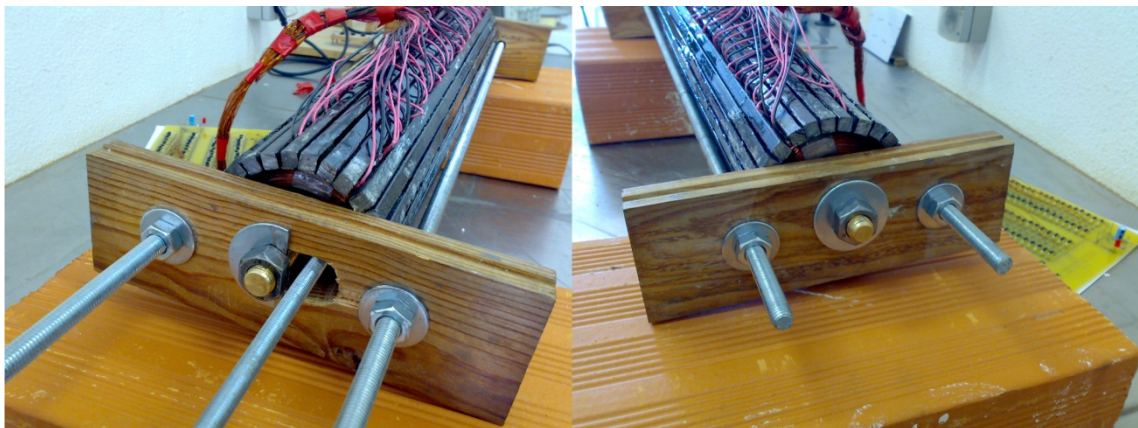


Figura 5.18 – Pormenor das extremidades da máquina eléctrica.

A ponte rectificadora elaborada para esta montagem consistiu na implementação directa em placa de circuito impresso de uma ponte rectificadora de onda completa de 54 fases, cujo esquema já foi discutido anteriormente. Assim, resulta um circuito extremamente

simples cujas entradas são os terminais da máquina, tendo-se providenciado alguns pinos na saída da ponte para medição e/ou ligação de carga eléctrica.

Na Figura 5.19 é possível observar a placa construída, onde se nota o elevado espaçamento entre componentes (os díodos estão distribuídos numa placa de dimensão A4). Este elevado espaçamento foi intencional, de forma a permitir um fácil acesso aos vários terminais com pontas de teste e medição.

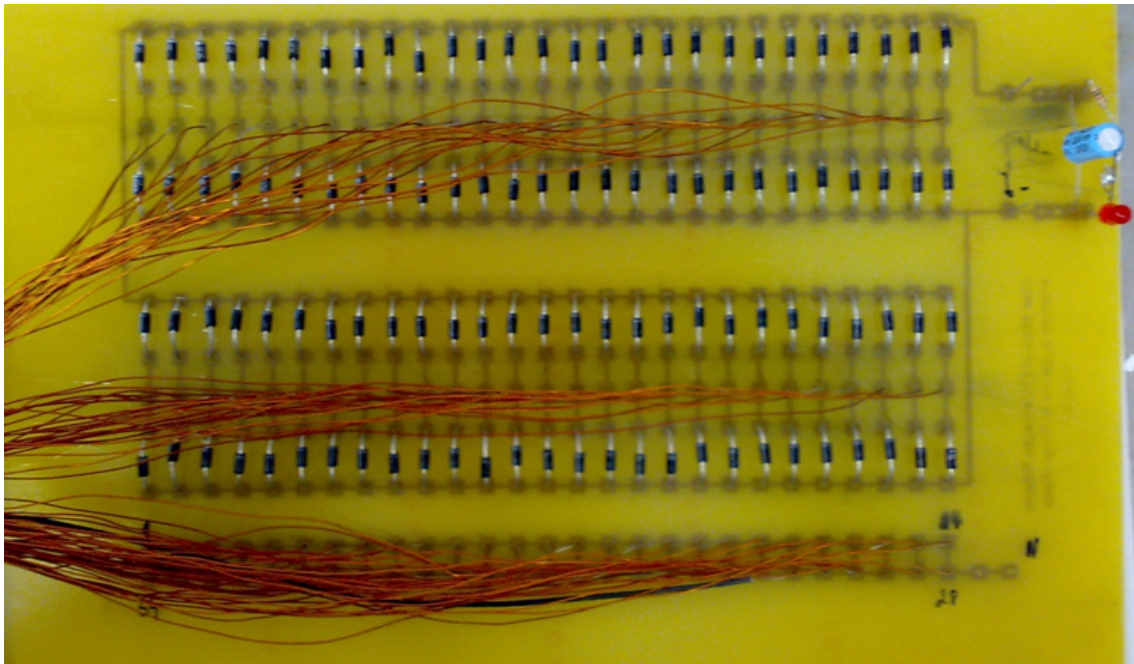


Figura 5.19 – Ponte rectificadora conectada aos terminais do gerador.

5.2. Ensaio da Máquina Eléctrica

Construída a máquina eléctrica projectada, procedeu-se ao teste da mesma de modo a comparar os parâmetros de projecto com os parâmetros reais, validando-se ou não as ferramentas empregues no projecto da máquina.

No que diz respeito a ensaios estáticos do gerador (sem accionamento da máquina), foram medidas as resistências eléctricas e indutâncias próprias de cada fase. Para o

ensaio dinâmico (com accionamento da máquina) foram registadas as formas de onda de tensões e correntes.

5.2.1. Medição da Resistência Eléctrica por Fase

O primeiro ensaio realizado à máquina eléctrica foi a medição da resistência eléctrica de cada fase/bobina. Para o efeito utilizou-se um multímetro digital, registando-se na Tabela 5.1 os valores medidos para as diversas fases.

Tabela 5.1 – Valores de resistência eléctrica medidos para cada fase do gerador.

fase	$R_a(\Omega)$	fase	$R_a(\Omega)$	fase	$R_a(\Omega)$	fase	$R_a(\Omega)$
1	13.2	15	12.8	29	12.7	43	12.7
2	13.1	16	12.7	30	13.0	44	12.7
3	12.9	17	12.9	31	12.7	45	13.0
4	12.9	18	12.8	32	13.4	46	12.9
5	13.1	19	12.9	33	12.8	47	13.2
6	13.0	20	12.7	34	12.8	48	12.8
7	13.0	21	12.7	35	12.6	49	13.4
8	12.9	22	12.7	36	12.8	50	12.9
9	12.9	23	12.7	37	12.8	51	12.8
10	12.9	24	12.7	38	12.7	52	13.0
11	12.9	25	12.6	39	12.7	53	12.7
12	12.9	26	12.7	40	13.0	54	12.9
13	13.0	27	13.0	41	12.7		
14	12.7	28	12.6	42	12.8		

Na Tabela 5.1 verifica-se que os valores de resistência medidos oscilam entre 12.6 Ω e 13.4 Ω , enquanto a resistência calculada durante o dimensionamento do gerador é de 11.2546 Ω . Tal diferença pode ser explicada por vários factores, entre os quais a necessidade de se terem realizado as bobinas com um diâmetro superior ao projectado (para facilitar a sua introdução no molde), não ter sido aplicada uma força de tracção

constante no enrolamento das várias bobinas (tracção manual do fio), e de algumas bobinas poderem não respeitar exactamente o número de espiras de projecto. Estes três factores provocam um aumento do comprimento total do fio, logo conduziram a um aumento da resistência por fase.

5.2.2. Medição da Indutância Própria por Fase

O segundo ensaio realizado à máquina eléctrica foi a medição da indutância própria de cada fase/bobina sem a presença do sistema de excitação. Tal como no primeiro ensaio utilizou-se um multímetro digital, registando-se na Tabela 5.2 os valores medidos para as diversas fases.

Na Tabela 5.2 verifica-se que os valores de indutância própria medidos (sem sistema de excitação) oscilam entre 19.57 mH e 21.9 mH , enquanto a indutância própria típica de uma fase da máquina eléctrica calculada através de elementos finitos (ver dimensionamento da máquina eléctrica) é de aproximadamente 21.0 mH .

As pequenas diferenças entre os vários valores de indutância na Tabela 5.2 devem-se à diferente relutância magnética ‘vista’ por cada bobina, pois nem todas as bobinas se encontram encostadas ao núcleo ferromagnético do estator, devido a variações no diâmetro das mesmas (ver Figura 5.15).

A diferença entre a maioria dos valores da Tabela 5.2 e o valor calculado deve-se ao facto de ao se ter aumentado o diâmetro das bobinas (e o diâmetro exterior da máquina), logo o valor da relutância magnética também é diferente.

Adicionalmente foi medido o valor da indutância própria da fase 50 introduzindo e variando a posição do sistema de excitação. Mediu-se assim um valor mínimo de 24.5 mH e um valor máximo de 28.0 mH . No dimensionamento do gerador foram calculados um valor mínimo típico de 30 mH e um valor máximo típico de 35 mH . Estas diferenças devem-se também à alteração da relutância magnética relativamente às

condições de dimensionamento (circuito magnético estático irregular e com dimensões superiores ao dimensionado).

Tabela 5.2 – Valores de indutância própria medidos para cada fase do gerador.

fase	$L_{aa}(mH)$	fase	$L_{aa}(mH)$	fase	$L_{aa}(mH)$	fase	$L_{aa}(mH)$
1	20.8	15	20.5	29	20.1	43	20.4
2	21.0	16	20.2	30	21.4	44	20.1
3	20.6	17	20.6	31	20.2	45	21.1
4	20.4	18	20.5	32	21.3	46	21.0
5	21.4	19	20.8	33	20.4	47	21.4
6	20.8	20	19.57	34	20.3	48	20.2
7	21.2	21	19.9	35	20.0	49	21.9
8	20.4	22	20.4	36	20.6	50	20.5
9	20.5	23	20.0	37	20.1	51	20.4
10	20.6	24	20.0	38	20.3	52	21.2
11	20.5	25	20.0	39	20.4	53	20.2
12	20.4	26	20.2	40	20.4	54	20.1
13	21.0	27	20.8	41	20.4		
14	20.1	28	20.1	42	20.8		

Importa dizer que a relutância magnética do sistema de excitação construído também é diferente da relutância magnética da geometria da máquina analisada por de elementos finitos. Tal deve-se ao facto de se ter considerado, em simulação, os magnetos permanentes e peças polares como peças maciças. Na realidade, cada magneto do gerador é constituído por 4 magnetos em série (colados contiguamente) e cada peça polar é constituída por duas metades em aço. Com a aplicação de cola entre todas as peças para formar o sistema de excitação, são criados entreferros magnéticos entre todas as peças, aumentando a relutância magnética do circuito. Ora, o aumento da relutância magnética relativamente às condições de projecta implica naturalmente uma menor indutância dos enrolamentos da máquina construída.

5.2.3. Ensaio Dinâmico

A realização de ensaios dinâmicos à máquina eléctrica pressupõe a utilização de um dispositivo capaz de actuar sobre o sistema de excitação da mesma, com uma velocidade conhecida. Uma vez que não se dispõe de tal dispositivo, o gerador foi ensaiado accionando manualmente o seu sistema de excitação. Esta alternativa, além de resultar numa velocidade variável, não permite a medição directa da velocidade.

No entanto, a velocidade da máquina eléctrica pode ser obtida de forma indirecta, a partir da frequência das formas de onda da queda de tensão e corrente nos enrolamentos. Este valor é depois utilizado no modelo eléctrico dinâmico do gerador, para que se possa comparar o modelo matemático com a máquina construída.

Durante o dimensionamento da máquina eléctrica (capítulo 2) determinou-se a frequência angular eléctrica da mesma, através da expressão (2.42). Contudo, a expressão (2.42) calcula a frequência angular no domínio espacial, enquanto o pretendido é o cálculo da frequência no domínio temporal, pelo que a expressão (2.42) pode ser reescrita na forma da expressão (5.1). A expressão (5.1) permite assim o cálculo da velocidade da máquina a partir da frequência das tensões e/ou correntes do gerador.

$$f(t) = \frac{1}{2\tau_p} v_{gen} \quad (5.1)$$

Queda de Tensão na Fase 27 em Vazio

Como o gerador não alimenta nenhuma carga eléctrica através da ponte rectificadora, a queda de tensão registada aos terminais da fase/bobina 27 corresponde à força electromotriz dessa mesma fase. Para este ensaio, o sistema de excitação foi deslocado de uma extremidade da máquina à outra, num movimento contínuo. A forma de onda da tensão aos terminais da fase 27 é registada na Figura 5.20.

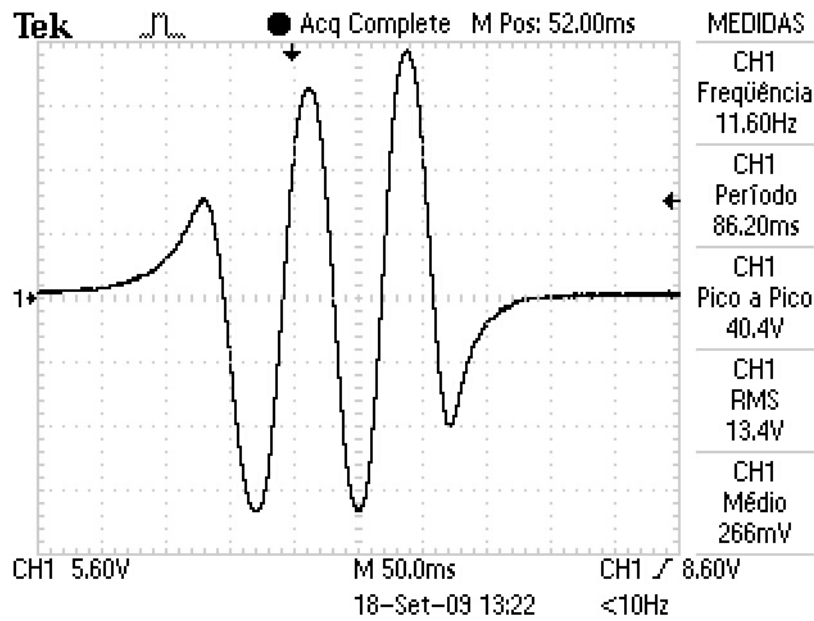


Figura 5.20 – Captura da queda de tensão aos terminais da fase 27 do gerador em ensaio.

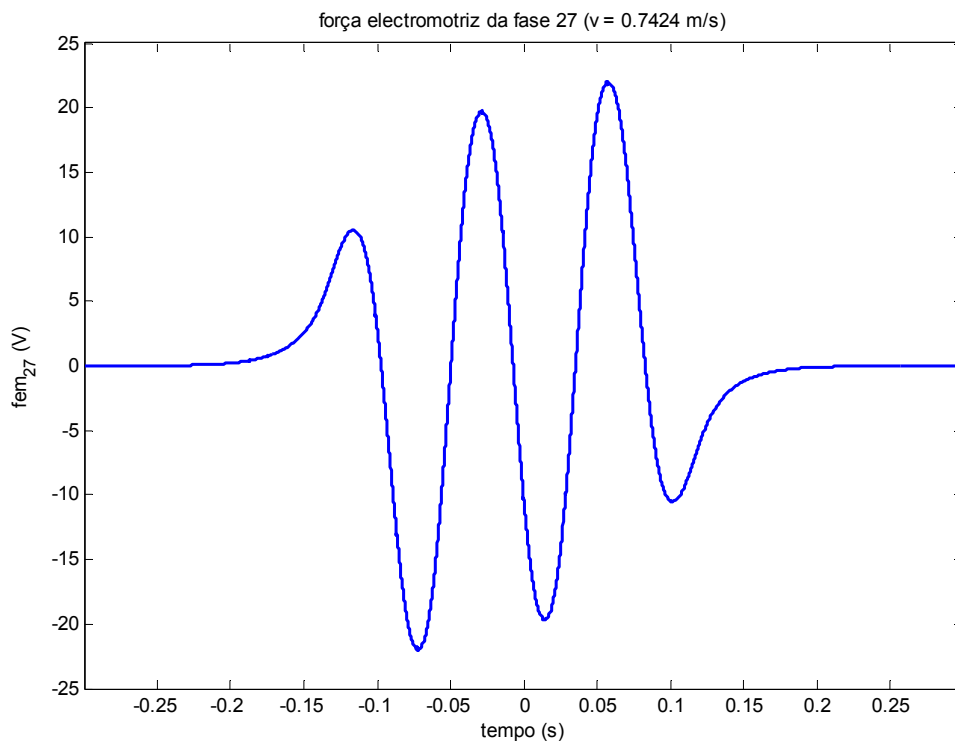


Figura 5.21 – Captura da queda de tensão aos terminais da fase 27 do gerador em simulação.

Embora a velocidade do sistema de excitação não seja constante, devido ao accionamento manual, não possui uma grande variação. Admitindo a medição de

frequência realizada pelo osciloscópio, calcula-se uma velocidade linear de 0.7424 m/s (utilizando a expressão (5.1)). Aplicando um deslocamento tal que possua a mesma velocidade ao modelo dinâmico da máquina eléctrica, a força electromotriz da fase 27 obtida é a indicada no gráfico da Figura 5.21.

Comparando as formas de onda das Figuras 5.20 e 5.21, verifica-se que a queda de tensão medida possui um valor de pico a pico de 40.4 V , enquanto a queda de tensão calculada possui um valor de pico a pico de 44 V , ou seja, existe uma diferença de 9% entre os dois valores.

Observando a Figura 5.20 verifica-se que o primeiro pico negativo possui a mesma amplitude que o segundo pico negativo, o que não deveria acontecer de acordo com o gráfico da Figura 5.21 (a diferença de amplitudes deve-se aos efeitos de extremidade). Esta igualdade ocorre porque a velocidade da máquina nos primeiros instantes de tempo é inferior à velocidade nos últimos instantes de tempo. Aliás, esta diferença está patente nos diferentes períodos da onda na Figura 5.20. Este facto resulta na incorrecção da comparação de valores de pico a pico, devendo-se comparar apenas tensões de pico.

Assim, e comparando apenas a tensão de pico, verifica-se que o maior pico positivo de tensão da Figura 5.20 possui uma amplitude de 21.6 V , e o maior pico positivo de tensão da Figura 5.21 possui uma amplitude de 22.07 V , ou seja, existe uma diferença de 2.2% entre os dois valores. Esta pequena diferença é explicada através das diferentes relutâncias magnéticas entre a máquina projectada e a máquina construída (maiores na máquina projectada), nomeadamente no sistema de excitação (entreferro criado pela cola) e no circuito magnético do estator (material diferente e com superfície de aplicação irregular).

Apresenta-se na Figura 5.22 a queda de tensão aos terminais da fase 27 quando o sistema de excitação é accionado num movimento de vaivém contínuo, em vazio. Note-se a repetição no tempo da forma de onda da Figura 5.20 na Figura 5.22. Tal como no caso anterior, também é possível observar uma ligeira variação de velocidade nas diferentes amplitudes de tensão.

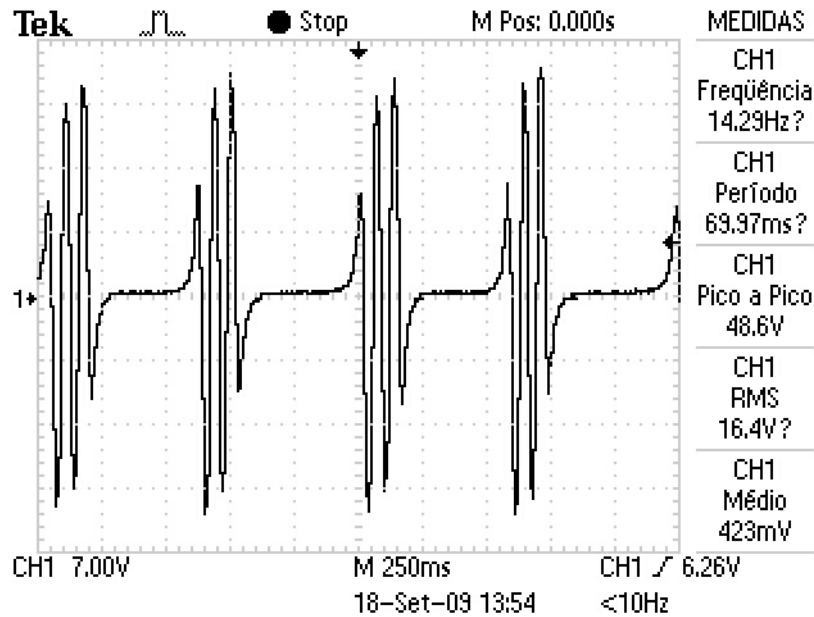


Figura 5.22 - Captura da queda de tensão aos terminais da fase 27 do gerador em ensaio com movimento contínuo.

Comparação das Fases 26 e 27

Foi afirmado neste capítulo, que as bobinas construídas diferem entre si nas suas dimensões, tendo-se comprovando este facto através da medição das resistências e indutâncias próprias. Tal também pode ser comprovado comparando a forma de onda da força electromotriz de fases contíguas.

Neste caso particular são comparadas as fases 26 e 27, cujas formas de onda das forças electromotrizes se apresentam na Figura 5.23 (capturadas com osciloscópio digital). Tal como no ensaio anterior o sistema de excitação foi deslocado de uma extremidade da máquina à outra, num movimento contínuo.

Uma das diferenças diz respeito à frequência das duas ondas, que no caso da fase 26 (CH1) é de 14.93 Hz e no caso da fase 27 (CH2) é de 14.66 Hz. Esta diferença (1.8%) indica que o passo de bobina das duas fases difere, ainda que ligeiramente.

Outra discrepância é a diferença de amplitudes (pico a pico) entre as duas ondas (49.4 V na fase 26 e 51.4 V na fase 27, diferença de 4%), pois sujeitas ao mesmo campo magnético variável, deveriam apresentar o mesmo valor. Contudo, as bobinas das duas fases não possuem as mesmas dimensões, conforme é evidenciado pelas diferentes

resistências e indutâncias próprias (Tabela 5.1 e Tabela 5.2, respectivamente), podendo também o seu número de espiras não ter sido respeitado escrupulosamente.

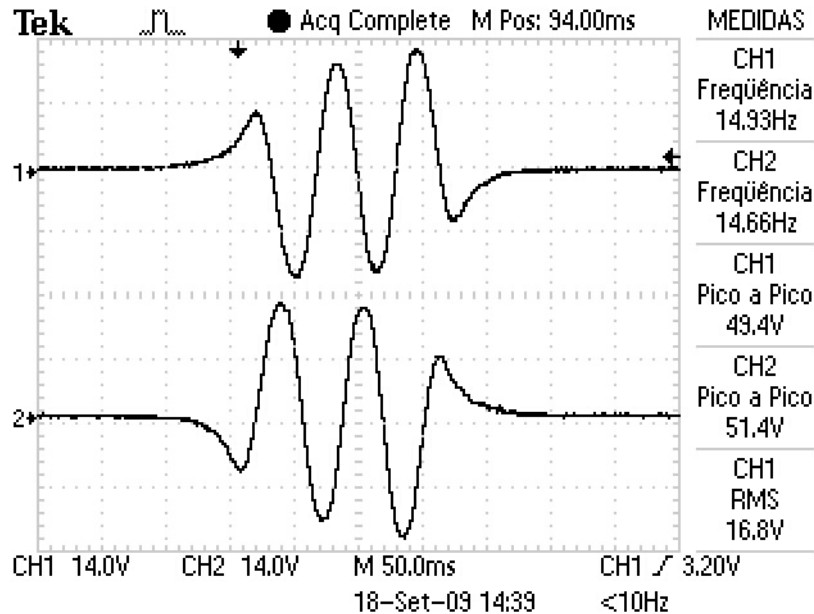


Figura 5.23 – Queda de tensão nas fases 26 e 27 em ensaio.

Queda de Tensão e Corrente no Barramento de Corrente Contínua com Carga

Ensaçada a máquina eléctrica em vazio, foi analisada a resposta do protótipo quando alimenta uma carga através do barramento de corrente contínua. Para este ensaio aplicou-se um movimento contínuo de vaivém, para uma carga resistiva de 27.5Ω . As formas de onda da tensão (CH1) e corrente (CH2) na carga eléctrica capturadas durante o ensaio são apresentadas na Figura 5.24.

De forma a se poder efectuar uma comparação entre os dados do ensaio e o modelo dinâmico da máquina eléctrica é necessário determinar a frequência e amplitude do movimento de accionamento do gerador, bem como o valor da resistência de carga por fase.

A frequência do movimento de accionamento é determinada a partir da frequência da tensão (ou corrente) rectificadas, sendo metade desta (devido à rectificação), logo

$\frac{1.305}{2}$ Hz. Como não se deslocou o sistema de excitação até ao fim do curso (para evitar colisões com as extremidades do estator) considerou-se uma amplitude de 0.15 m.

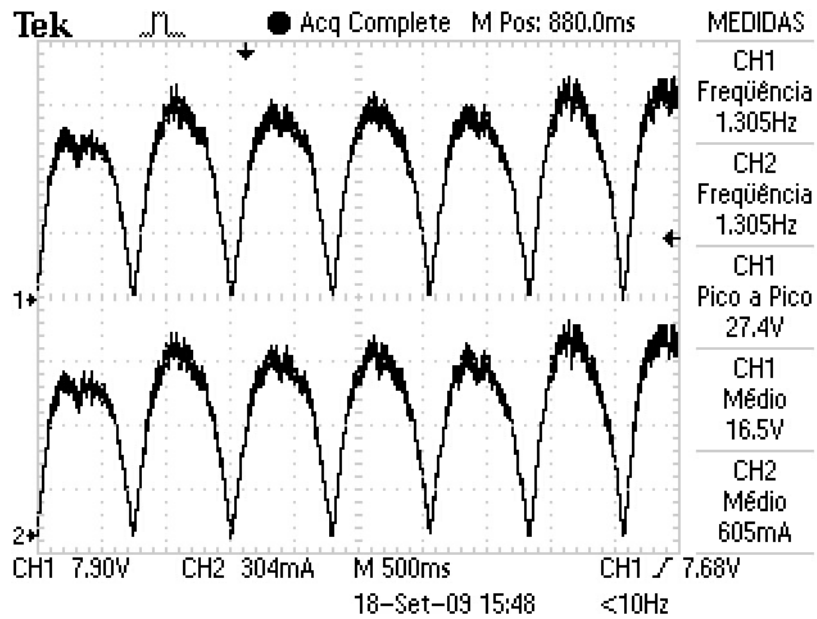


Figura 5.24 – Tensão e corrente na resistência de carga à saída do rectificador em ensaio com movimento contínuo.

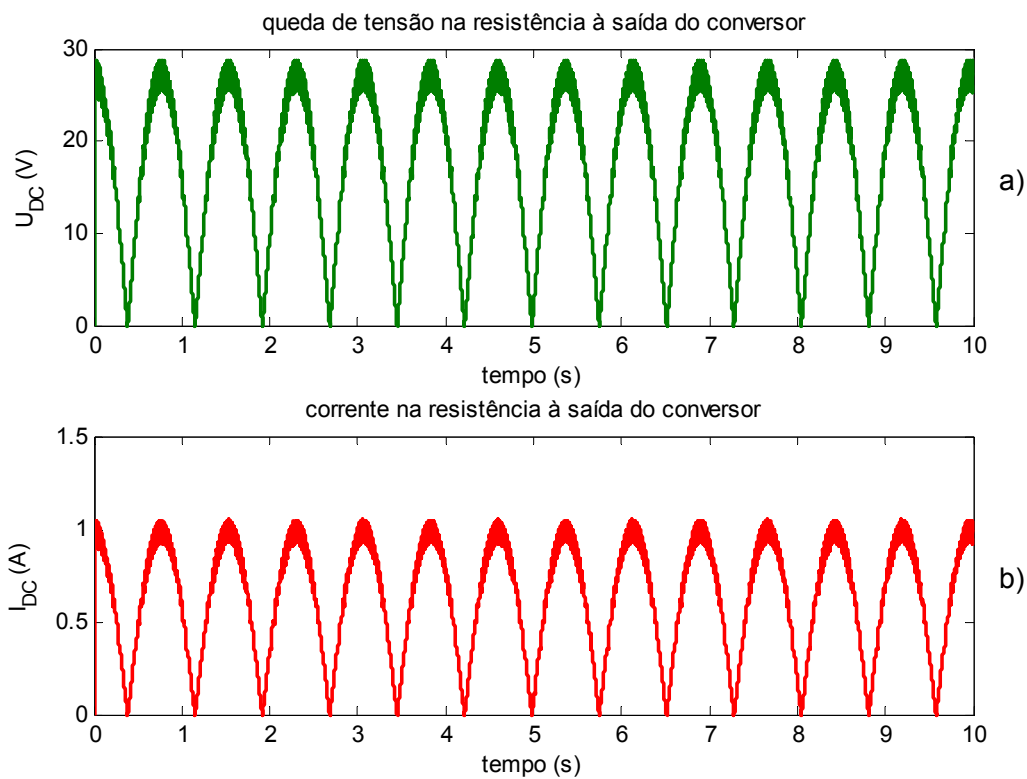


Figura 5.25 – Tensão e corrente na resistência de carga à saída do rectificador em simulação com movimento contínuo.

A resistência de carga por fase $R_{Load\,fase}$ foi determinada utilizando a relação (4.16), obtendo-se um valor de 75.2603Ω . Obtidos os dados necessários procedeu-se à simulação dinâmica do gerador, sendo registadas na Figura 5.25 a tensão e corrente na carga à saída da ponte rectificadora.

No gráfico da Figura 5.24, a queda de tensão na resistência de carga no barramento de corrente contínua possui um valor de pico de $27.4 V$, e a corrente um valor de pico de $0.996 A$. No gráfico da Figura 5.25 a queda de tensão na resistência à saída do rectificador possui um valor de pico de $28.83 V$ e a corrente um valor de pico de $1.049 A$. Comparando os valores obtidos no ensaio do protótipo com os valores obtidos em simulação, verificou-se que a diferença ou erro é baixa, sendo de 5.2% no caso da tensão, e de 5.3% no caso da corrente.

Os erros encontrados entre os valores de ensaio e os valores calculados (simulação) poderiam ser ainda menores se a modelação da ponte rectificadora fosse não ideal, contabilizando por exemplo a queda de tensão nos díodos, ou a relação deduzida entre a resistência de carga à saída do rectificador e a resistência de carga por fase da máquina eléctrica contabilizasse o alongamento do campo magnético nos pólos exteriores.

6. Conclusões Finais e Trabalho Futuro

Neste capítulo apresentam-se as principais conclusões relativas a esta dissertação, bem como algumas sugestões de trabalhos a realizar no futuro, de modo a investigar alguns temas que não puderam ser tratados no presente trabalho, ou corrigir algum do trabalho desenvolvido.

Os principais objectivos deste trabalho foram o dimensionamento e modelação dinâmica de um gerador eléctrico linear tubular, com excitação de magnetos permanentes, para utilização num sistema de conversão de energia das ondas oceânicas. Ao mesmo tempo também se pretendeu dimensionar e modelar dinamicamente um elemento flutuador, no qual seria introduzida a máquina eléctrica projectada. A integração dos dois modelos dinâmicos permitiu analisar a resposta dinâmica do sistema a ondas lineares.

Dada a necessidade de comprovar o dimensionamento e o modelo da máquina eléctrica, a construção física da mesma também foi objectivo desta dissertação.

6.1. Conclusões Finais

Ao longo do trabalho foram apresentadas conclusões no fim de cada capítulo, reunindo-se neste ponto as principais ilações.

Relativamente ao dimensionamento da máquina, pode considerar-se que a principal conclusão diz respeito à influência dos efeitos de extremidade longitudinais no desempenho do gerador. Estes efeitos, devido ao comprimento finito dos circuitos magnéticos, provocam uma distribuição não uniforme do campo magnético, o que reduz a força electromotriz da máquina relativamente ao valor esperado (até cerca de 25 %, e dependendo do pólo que excita o enrolamento). Assim, torna-se necessário adoptar medidas construtivas que atenuem esses efeitos na força electromotriz. Uma dessas

medidas passa pelo dimensionamento de um sistema de excitação com número ímpar de pólos, em detrimento de um número par de pólos (utilizado na máquina projectada).

A integração dos modelos dinâmicos da bóia e do gerador permitiu a análise da resposta dinâmica do sistema conversor de energia das ondas quando excitado por ondas sinusoidais puras. Nestas análises, verificou-se que a força hidrodinâmica se encontra desfasada de 90° da força de impulsão da onda, contribuindo também para o movimento do sistema. O elemento flutuador apresentou, contudo, um baixo rendimento, devido principalmente à sua baixa massa para um diâmetro relativamente grande. Já o elemento gerador conseguiu atingir um elevado rendimento, mais de 90 %, contando que se efectue o controlo da corrente na carga .

Após a construção e ensaio do gerador verificou-se que os modelos matemáticos desenvolvidos com base na máquina projectada aplicam-se com uma pequena margem de erro à máquina construída, apesar de não ter sido possível construir a máquina exactamente como estava projectada por razões de limite financeiro.

6.2. Contribuições

Nesta dissertação investigaram-se dois temas principais: o projecto de um gerador linear tubular síncrono de magnetos permanentes, e a modelação dinâmica do mesmo gerador. Apesar desta tipologia da máquina eléctrica não ser novidade, permitiu observar o quanto os efeitos de extremidade longitudinais podem afectar o desenho da máquina, em termos de força electromotriz esperada. Este facto, apesar de conhecido, costuma ser desprezado em muitos trabalhos, por se considerar diminuta a sua influência no desempenho da máquina eléctrica.

A modelação dinâmica da máquina eléctrica utilizando, para o efeito, dados obtidos a partir de análise por elementos finitos é outra das contribuições deste trabalho, apesar de não ter sido desenvolvida a ferramenta em questão. O modelo desenvolvido deixa de depender de parâmetros calculados por aproximações e simplificações, providenciando resultados muito exactos, limitados apenas pela precisão do cálculo.

A análise da resposta dinâmica do gerador eléctrico, integrado na bóia dimensionada, evidenciou a necessidade de utilizar um controlo de corrente na carga, de forma a optimizar o desempenho da máquina eléctrica, tendo-se concluído que a utilização deste controlo permite aumentar a energia produzida pelo sistema.

6.3. Trabalho Futuro

Dada a janela temporal disponível para a realização deste trabalho, alguns temas ficaram por abordar, ou não foram abordados de forma mais aprofundada. Assim, em seguida, sugerem-se alguns trabalhos que poderão vir a ser desenvolvidos no futuro.

Deverá ser estudada a utilização de um gerador com dentes no circuito magnético estatórico, dada a sua maior produção de energia para as mesmas condições, relativamente à máquina sem dentes. Poderão ser comparados os custos e ganhos financeiros das duas máquinas (com e sem dentes).

Embora o dimensionamento do elemento flutuador pertença mais à área da mecânica de estruturas marítimas, seria interessante comparar a bóia proposta com outras bóias já existentes, nomeadamente no que diz respeito ao rendimento do sistema, e requisitos para o gerador eléctrico.

O modelo dinâmico do sistema também pode ser melhorado, passando a permitir a simulação do sistema quando excitado por ondas reais, e não ondas lineares como acontece com o presente modelo.

Conforme conclusão desta dissertação, é fundamental estudar o controlo da carga eléctrica, possivelmente através do controlo de corrente, de modo a controlar a resposta da máquina eléctrica, maximizando a energia produzida.

Bibliografia

- [1] Danielsson, O., 2006. *Wave Energy Conversion – Linear Synchronous Permanent Magnet Generator. Ph.D. Thesis*, Uppsala University, Uppsala. 102 pp.
- [2] Directorate-General for Energy and Transport, 2008. *EU energy and transport in figures - Statistical Pocketbook 2007/2008*. Office for Official Publications of the European Communities, Luxemburg. 212 pp.
- [3] Domingues, D.B.L., Ribeiro, J.M.E. e Passos, L.M., 2007. *Sistemas de Gestão de Energia*. Universidade do Algarve, Faro, Portugal. 137 pp.
- [4] Centre for Renewable Energy Sources, 2002. *Wave Energy Utilization in Europe – Current Status and Perspectives*. CRES, Pikermi, Greece. 30 pp.
- [5] <http://www.dgge.pt>
- [6] Centre for Renewable Energy Sources, 2006. *Ocean Energy Conversion in Europe – Recent advancements and prospects*. CRES, Pikermi, Greece. 34 pp.
- [7] Wave Energy Center, 2004. *Potencial e Estratégia de desenvolvimento da energia das ondas em Portugal*. WEC, Portugal. 72 pp.
- [8] McCormick, Michael E., 2007. *Ocean Wave Energy Conversion*. Dover Publications, Inc., New York. 233 pp.
- [9] www.hidrografico.pt
- [10] Harris, R.E., Johanning, L. e Wolfram, J., 200?. *Mooring systems for wave energy converters: A review of design issues and choices*. Edinburgh, UK. 10 pp.
- [11] Miller, T.J.E., 1993. *Brushless Permanent-Magnet and Reluctance Motor Drives*. Oxford University Press, Glasgow, United Kingdom. 207 pp.
- [12] Luan, H., Onar, O.C., e Khaligh, A., 2009. *Dynamic Modeling and Optimum Load Control of a PM Linear Generator for Ocean Wave Energy Harvesting Application*. IEEE, Chicago, USA. 5 pp.
- [13] Furlani, E.P., 2001. *Permanent Magnet and Electromechanical Devices*. Academic Press, New York, USA. 518 pp.
- [14] Liu, X., Ye, Y., Zheng, Z., e Lu, Q., 2007. *A Novel Tubular Permanent Magnet Linear Synchronous Motor Used for Elevator Door*. Proceeding of International Conference on Electrical Machines and Systems. IEEE, Seoul, Korea. 4 pp.
- [15] McCormick, Michael E., 1973. *Ocean engineering wave mechanics*. Wiley, London.

- [16] Rhinefrank, K., Agamloh, E.B., von Jouanne, A., Wallace, A.K., Prudell, J., Kimble, K., Aills, J., Schimdt, E., Chan, P., Sweeny, B. e Schacher, A., 2006. *Novel ocean energy permanent magnet linear generator buoy*. Elsevier Renewable Energy **31**: 1279-1298.
- [17] Szabó, L. e Oprea, C., 2007. *Wave Energy Plants for the Black Sea – Possible Energy Converter Structures*. Proceedings of the International Conference on Clean Electrical Power, Capri, Italy (E3184).

Apêndices

A1. Dados Relevantes do Gerador

Neste apêndice são apresentados, nas Tabelas A1.1 e A1.2, os parâmetros da máquina eléctrica dimensionada que se consideram mais relevantes, nomeadamente as suas dimensões físicas (A1.1) e características eléctricas (A1.2).

Tabela A1.1 – Dimensões da máquina eléctrica projectada.

Símbolo	Descrição	Valor
Dimensões da Máquina		
r_1	Raio interior dos magnetos/peças polares, ou raio exterior do veio	7.5 mm
r_2	Raio exterior dos magnetos/peças polares	22.5 mm
r_3	Raio interior dos enrolamentos	24.5 mm
r_4	Raio exterior dos enrolamentos	36 mm
r_5	Raio exterior da máquina eléctrica	40 mm
N	Número de espiras de cada bobine	478
d_{fio}	Diâmetro do fio dos enrolamentos	0.404892 mm
fp	Factor de preenchimento dos enrolamentos	0.587
E_{cbob}	Espessura das paredes do suporte de bobines	1 mm
τ_m	Passo dos magnetos permanentes	16 mm
τ_p	Passo polar	32 mm
N_{pole}	Número de pólos do sistema de excitação	6
$N_{conTrif}$	Número de pólos do estator	18
-	Comprimento total do sistema de excitação	160 mm
$l_{nucStat}$	Comprimento total do estator	600 mm
$m_{genTotal}$	Massa total da máquina eléctrica	12.4 kg

Tabela A1.2 – Parâmetros eléctricos da máquina dimensionada.

Símbolo	Descrição	Valor
Parâmetros Eléctricos		
v_{medGen}	Velocidade média de funcionamento do gerador (nominal)	0.5 m/s
J	Densidade de corrente nos enrolamentos	3 MA/m ²
R_{fase}	Resistência por fase	11.85 Ω
L_{aa}	Indutância própria por fase	0.03 H
I_f	Corrente nominal nos enrolamentos	0.3863 A
v_{xn}	Tensão simples nos enrolamentos (nominal e eficaz)	14.14 V
P_{emf}	Potência nominal da máquina eléctrica (total)	81.95 W
F_{em}	Força electromagnética nominal	116.32 N

A2. Modelo Dinâmico do Sistema de Extracção de Energia das Ondas

Neste apêndice são apresentados os diagramas de blocos do modelo em Simulink do sistema de extracção de energia das ondas. Dado que o modelo em questão é constituído por vários subsistemas, na Figura A2.1 é esquematizada a sua hierarquia (note-se que este esquema não representa necessariamente uma hierarquia matemática entre equações).

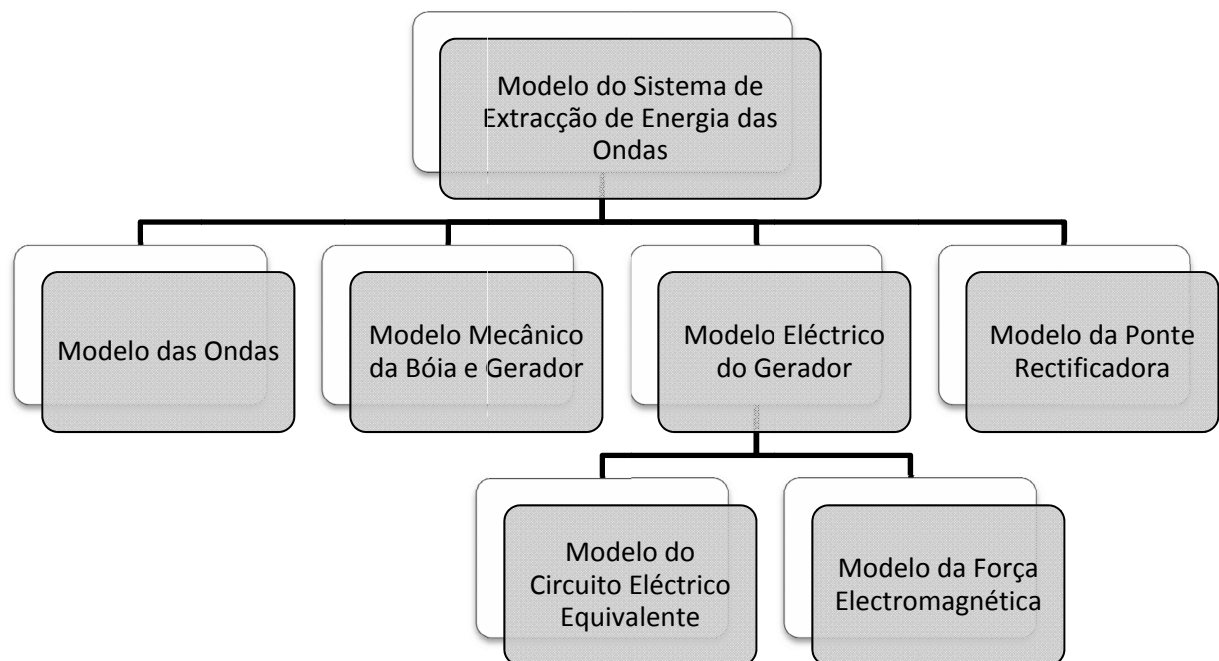


Figura A2.1 – Esquematização da hierarquia do modelo dinâmico do sistema de extracção de energia das ondas.

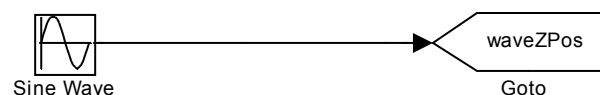


Figura A2.2 – Diagrama de blocos (Simulink) do modelo dinâmico das ondas.

Dada a elevada dimensão da imagem do diagrama de blocos do modelo dinâmico da força electromagnética da máquina eléctrica não seria possível reproduzi-la de forma legível nem numa folha do tipo A0. Assim, e dada a extrema simplicidade deste modelo apenas se reproduz uma fracção do diagrama na Figura A3.3, onde se verifica a contribuição da força electromagnética das três primeiras fases para a força electromagnética total da máquina eléctrica (a força electromagnética total resulta do somatório da força electromagnética de cada fase).

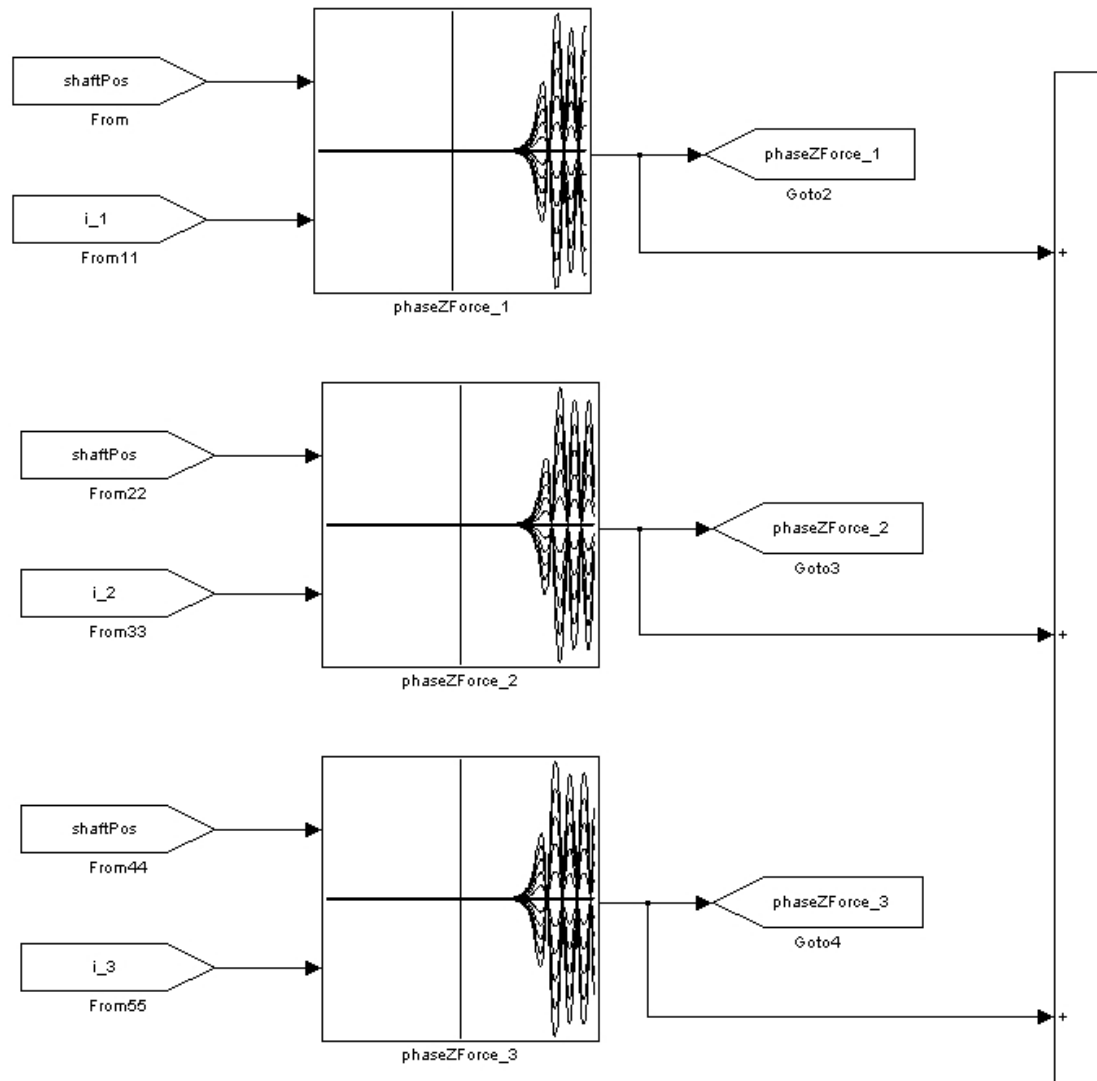


Figura A2.3 – Diagrama de blocos (Simulink) do modelo dinâmico da força electromagnética do gerador.

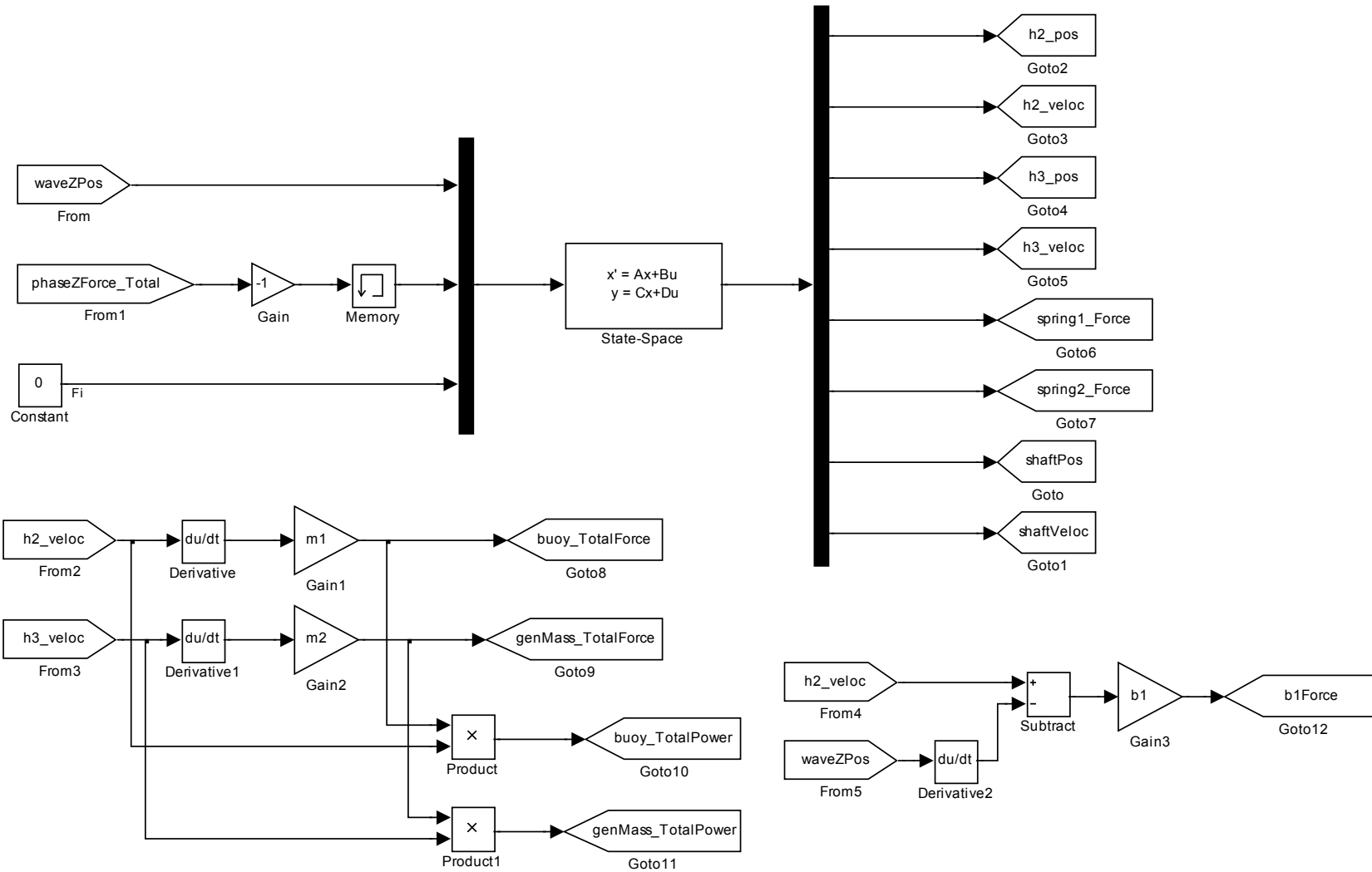


Figura A2.4 – Diagrama de blocos (Simulink) do modelo dinâmico da mecânica da bóia e do gerador.

Dado que os circuitos eléctricos equivalentes de cada fase do gerador são idênticos, com excepção do índice da fase (e respectivos ‘mapas’ de dados), apenas se apresenta o diagrama de blocos de uma das fases.

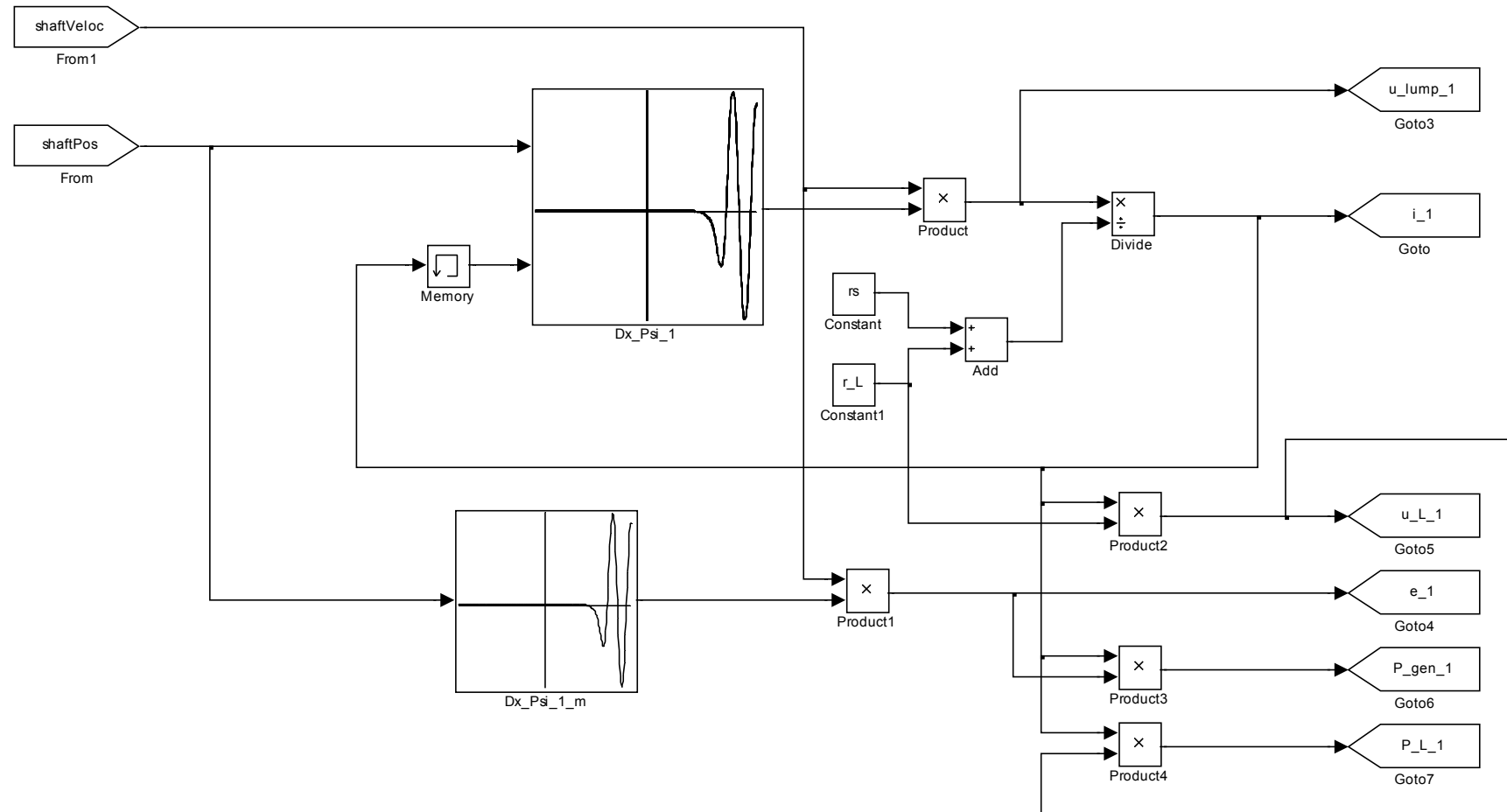


Figura A2.5 – Diagrama de blocos (Simulink) do modelo dinâmico do circuito eléctrico equivalente da fase 1 do gerador.

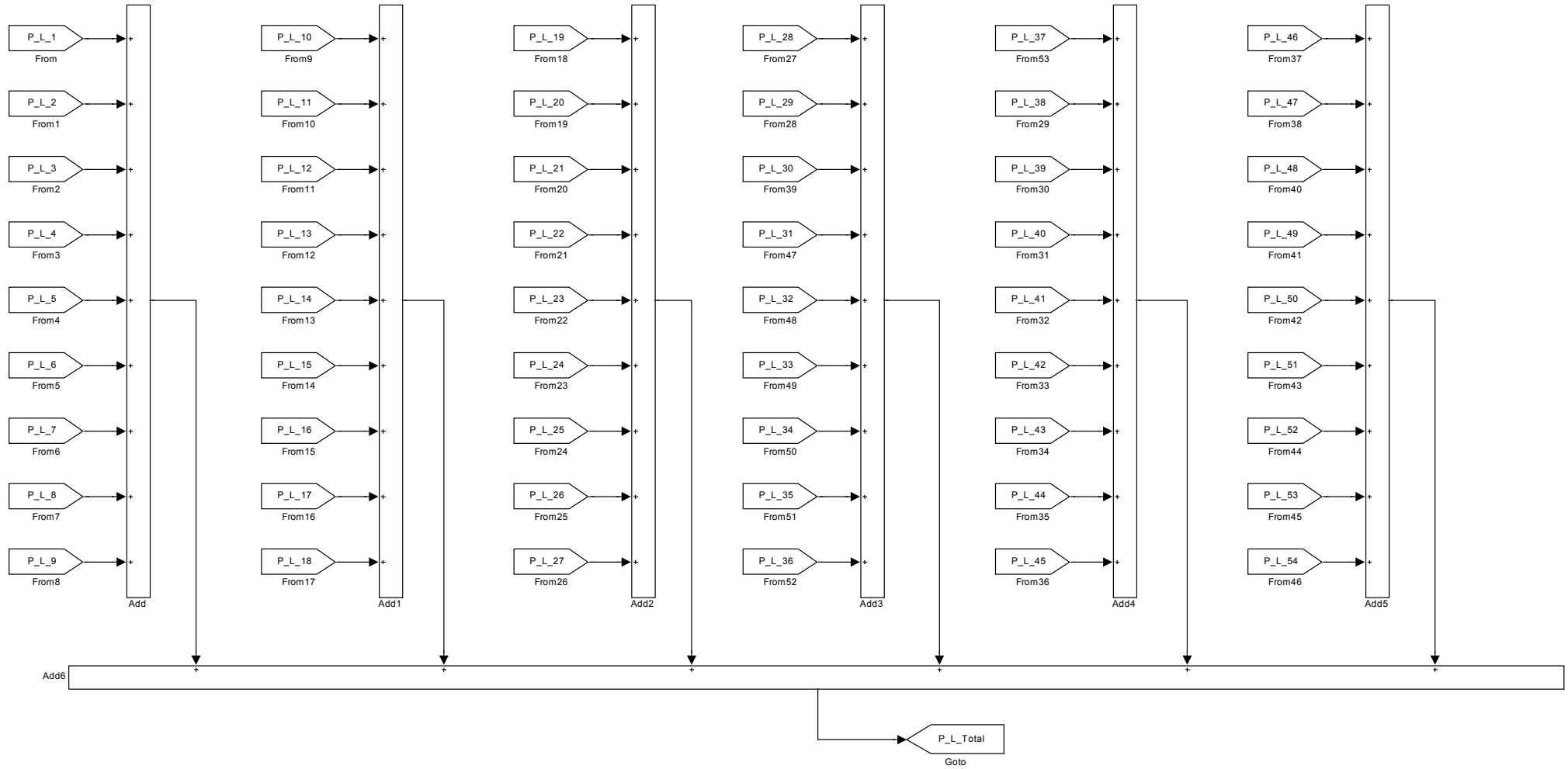


Figura A2.6 – Diagrama de blocos (Simulink) da potência instantânea total na carga do gerador.

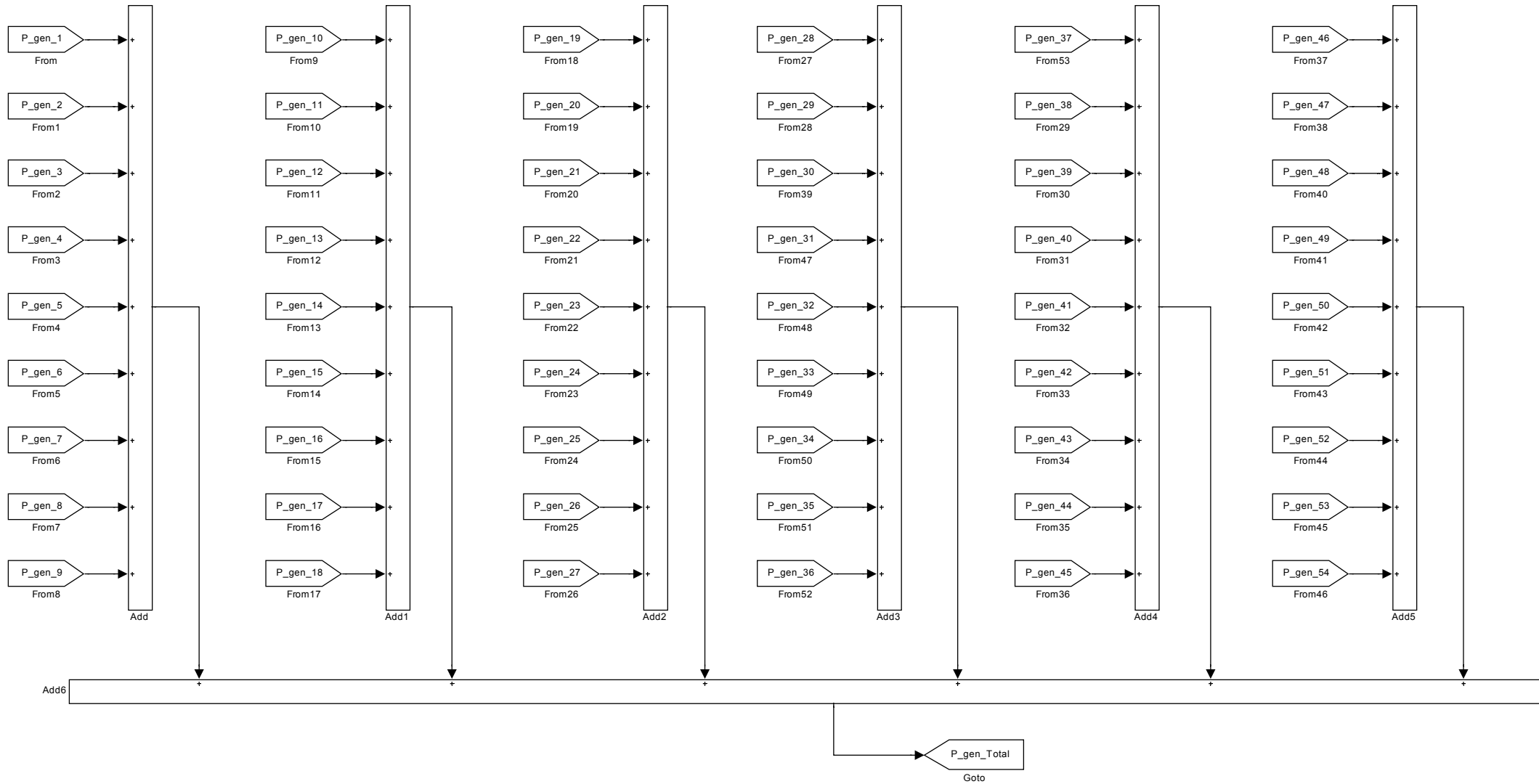


Figura A2.7 – Diagrama de blocos (Simulink) da potência instantânea total gerada pela máquina eléctrica (devido à força electromotriz).

À semelhança do diagrama na Figura A3.3, o diagrama de blocos da ponte rectificadora também possui dimensões demasiado elevadas. Por esse motivo só é reproduzida uma fracção do mesmo, mais concretamente a fracção dos blocos que não são repetitivos. Os blocos ocultos correspondem às restantes entradas de tensão na carga por fase para o cálculo das tensões v_{pn} e V_{Nn} .

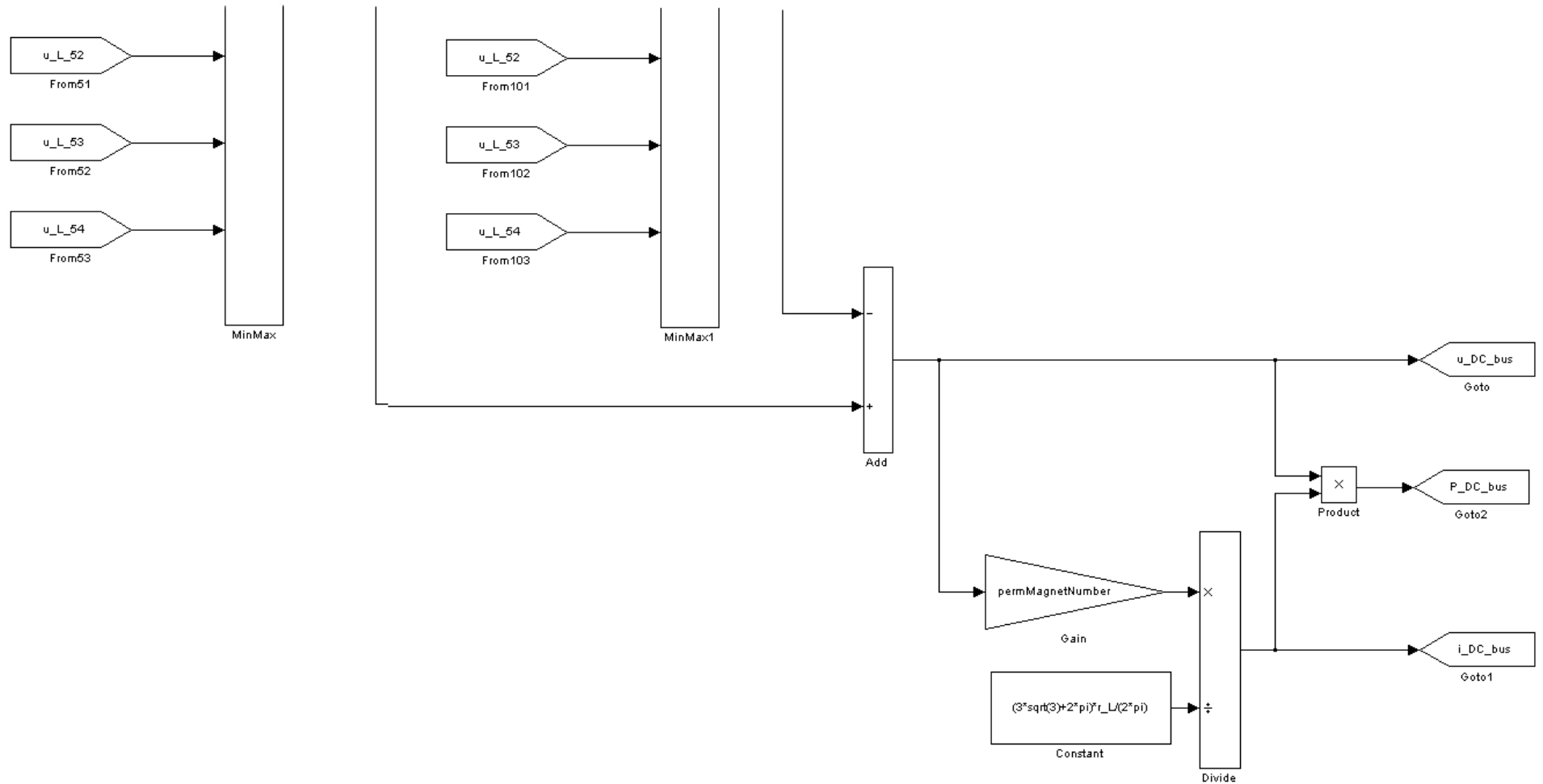


Figura A2.8 – Diagrama de blocos (Simulink) do modelo dinâmico da ponte rectificadora.

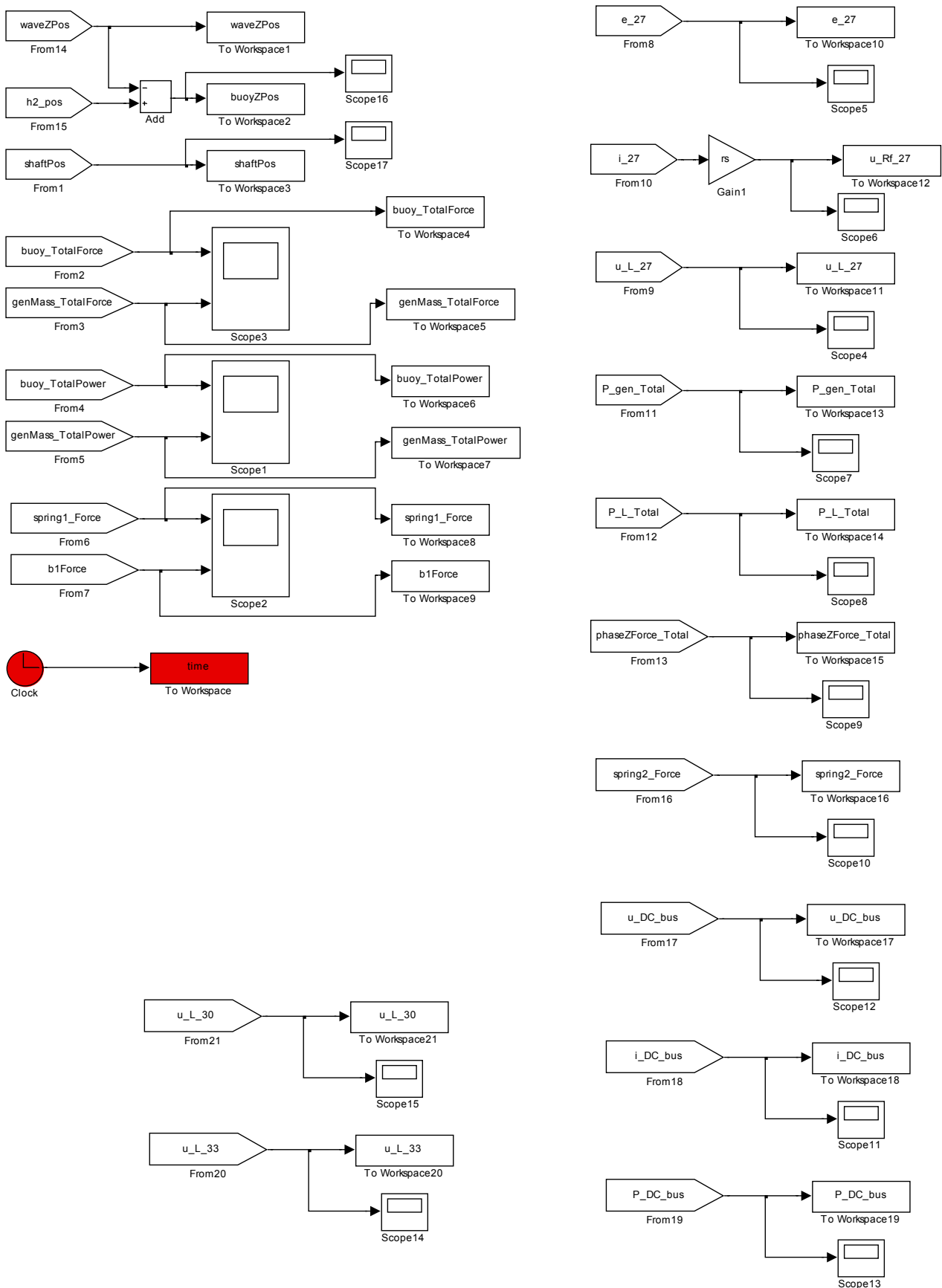


Figura A2.9 – Subsistema de medições e registo do modelo dinâmico do sistema de extracção de energia das ondas.