



CONVERSÃO EÓLICA OFFSHORE LIGADA À REDE ELÉTRICA: MODELAÇÃO E SIMULAÇÃO

Mafalda Maria Morais Seixas

Tese apresentada à Universidade de Évora
para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecatrónica e Energia
Especialidade: Mecatrónica

ORIENTADORES: *Mário Rui Melício da Conceição*
Victor Manuel Fernandes Mendes

ÉVORA, JULHO DE 2015



**CONVERSÃO EÓLICA OFFSHORE LIGADA À REDE
ELÉTRICA: MODELAÇÃO E SIMULAÇÃO**

Tese realizada em regime de coorientação sob orientação do

Doutor Mário Rui Melício da Conceição

e do

Doutor Victor Manuel Fernandes Mendes

Respetivamente, Professor Auxiliar com Agregação

Professor Catedrático Convidado

do

Departamento de Física

Escola de Ciências e Tecnologia

UNIVERSIDADE DE ÉVORA

"The winds, the sea, and the moving tides are what they are. If there is wonder and beauty and majesty in them, science will discover these qualities"

Rachel Carson, acceptance speech of the National Book Award for nonfiction

Resumo

A tese incide sobre a modelação e simulação de um sistema de conversão de energia eólica offshore com ligação à rede eléctrica por transmissão de energia eléctrica estudada quer em corrente alternada quer em corrente contínua, no contexto atual de reestruturação do setor eléctrico, e integrando a dinâmica relevante. Além da transmissão de energia eléctrica, o sistema é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes; um gerador síncrono com excitação assegurada por meio de ímanes permanentes; um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis ou por um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis. O controlo do sistema utiliza o modo de deslizamento associado com a modulação PWM por vetores espaciais e controladores PI, ditos de clássicos, ou controladores PI^{μ} de ordem fracionária. Os comportamentos que advêm do facto da energia eólica ser uma fonte de energia variável, com intermitência, assim como, os de eventuais falhas de funcionamento dos dispositivos que controlam o sistema são estudados na tese, recorrendo a simulações computacionais. As contribuições fundamentais envolvem a modelação do conversor de p níveis, as correntes nos bancos de condensadores associadas aos níveis de tensão e a estratégia de controlo do conversor multinível para a selecção do vetor de tensão. As simulações computacionais permitem concluir sobre o desempenho favorável do sistema e simultaneamente fornecem informação quantificada sobre o comportamento das grandezas mecânicas e eléctricas, permitindo quer em fase de projeto, quer em fase de utilização o estudo de comportamentos que necessitam de serem corrigidos devido a serem potencialmente indesejáveis.

Palavras-chave

Modelação e Simulação

Conversão Eólica Offshore

Conversores de Energia

Cálculo Fracionário

Transmissão de Energia em CA

Transmissão de Energia em CC

Falha no Controlo

Distorção Harmónica

Offshore Wind Energy Conversion System Connected to the Electric Grid: Modeling and Simulation

Abstract

The thesis focuses on the modeling and simulation of offshore wind energy conversion systems connected to the electric grid either by an alternated current link or by a direct current link in a view of timeliness developments on electricity sector restructuring and integrating the relevant dynamics. Besides the electricity transmission, the system consists of a semi-submersible floating platform; a variable speed wind turbine; a mechanical transmission system described respectively by one, two, three, or five masses; a synchronous generator with excitation provided by means of permanent magnets; an electronic power converter, respectively described by a two-level converter or by a multi-level converter in a multiple point clamped topology of three, four, five, or p levels. The control of the system uses PWM by space vector modulation associated with sliding mode and classic PI or fractional order PI^μ controllers. The behaviors due to fact that wind energy is a variable, intermittently, source of energy, as well as, due to eventual malfunctions of devices controlling the systems are studied in the thesis, using computer simulations. The fundamental contributions involve the modeling of the p levels converter, the capacitor banks current associated with the voltage level, the control strategy of the multilevel converter for the voltage vector selection. The computer simulations allow to conclude on the favourable performance of the system and simultaneously allow data on mechanical and electric quantities, allowing either in design phase or in usage phase the study of behaviors that need to be corrected because of the potentially undesirability.

Keywords

Modelling and Simulation

Offshore Wind Energy Conversion

Power Converters

Fractional Calculus

AC Energy Transmission

DC Energy Transmission

Control Malfunction

Harmonic Distortion

Agradecimentos

Ao Professor Doutor Mário Rui Melício da Conceição, Professor Auxiliar com Agregação do Departamento de Física da Escola de Ciências e Tecnologia da Universidade de Évora, orientador em regime de coorientação científica, desejo expressar o meu profundo agradecimento pela disponibilidade, por todas as horas que despendeu a orientar esta tese de doutoramento, pelos bons conselhos, pelas linhas de orientação, pela exigência e rigor que impôs e fundamentalmente pela capacidade de compreensão das dificuldades que surgiram durante os trabalhos de doutoramento.

Ao Professor Doutor Victor Manuel Fernandes Mendes, Professor Catedrático Convidado do Departamento de Física da Escola de Ciências e Tecnologia da Universidade de Évora e Professor Coordenador com Agregação do Departamento de Engenharia Eletrotécnica e Automação do Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, desejo expressar o meu profundo agradecimento pela assistência dada em regime de coorientação científica e pela disponibilidade e bons conselhos que sempre deu.

À minha família, a quem privei de muitas horas de merecida atenção, desejo expressar o meu profundo agradecimento pelo apoio e pela força que me deram. Espero vir a poder compensar todos os momentos que os privei por estar a realizar este doutoramento.

Ao meu colega do grupo de trabalhos na parte académica curricular do doutoramento Rui Laia, aos meus colegas de doutoramento Carla Viveiros, Luís Fialho e ao Doutor Nelson Batista desejo expressar o meu profundo agradecimento pelo apoio prestado ao longo da realização dos trabalhos de doutoramento. Ainda, ao Doutor Hugo Pousinho, em fim Pós-Doutoramento na Universidade de Évora, pela colaboração em trabalhos de investigação expresso o meu profundo agradecimento.

A todos aqueles que contribuíram direta ou indiretamente para a elaboração deste trabalho de doutoramento desejo expressar o meu agradecimento.

Índice

Capítulo 1	Introdução	1
1.1	Aspetos Gerais	2
1.2	Enquadramento	15
1.3	Motivação	17
1.4	Estado da Arte	22
1.5	Organização do Texto	44
1.6	Notação	46
Capítulo 2	Modelação do Sistema de Conversão Eólica Offshore	47
2.1	Introdução	48
2.2	Pás da Turbina	55
2.3	Sistema de Transmissão	68
2.4	Gerador	85
2.5	Conversores Eletrónicos de Energia	92
	2.5.1 Transmissão em corrente alternada	94
	2.5.1.1 Conversor de dois níveis	96

2.5.1.2	Conversor de três níveis	102
2.5.1.3	Conversor de quatro níveis	108
2.5.1.4	Conversor de cinco níveis	115
2.5.1.5	Conversor de p níveis	122
2.5.2	Transmissão em corrente contínua	130
2.5.2.1	Conversor de dois níveis	131
2.5.2.2	Conversor de três níveis	135
2.5.2.3	Conversor de quatro níveis	140
2.5.2.4	Conversor de cinco níveis	145
2.5.2.5	Conversor de p níveis	150
2.6	Cabo Submarino e Filtro	156
2.7	Rede Elétrica	158
2.8	Conclusões	159
Capítulo 3	Controlo do Sistema de Conversão Eólica Offshore	160
3.1	Introdução	161
3.2	Modo de Deslizamento	165
3.3	Modulação por Vetores Espaciais	172
3.3.1	Conversor de dois níveis	173

3.3.2	Conversor de três níveis	178
3.3.3	Conversor de quatro níveis	187
3.3.4	Conversor de cinco níveis	198
3.4	Controladores de Ordem Fracionária	213
3.5	Conclusões	218
Capítulo 4	Simulação Computacional	219
4.1	Introdução	220
4.2	Velocidade do Vento sem Perturbações	223
4.3	Velocidade do Vento com Perturbações	228
4.4	Transmissão de Energia Elétrica em CA	235
4.4.1	Conversor de três níveis	236
4.4.2	Conversor de quatro níveis	238
4.4.3	Conversor de cinco níveis	240
4.5	Transmissão de Energia Elétrica em CC	243
4.5.1	Conversor de dois níveis	244
4.5.2	Conversor de três níveis	246
4.6	Falha no Controlo das Pás da Turbina	248
4.7	Falha no Controlo dos Conversores	257

4.8	RE com Quinta Harmónica e Cava de Tensão	264
4.9	Conclusões	271
Capítulo 5	Conclusão	273
5.1	Contribuições	274
5.2	Publicações	276
5.3	Direções de Investigação	280
	Referências Bibliográficas	281

Lista de Figuras

Figura 2.1	Influência da energia do movimento da superfície do mar e perfil da velocidade do vento	49
Figura 2.2	Detalhe do SCEO instalado em Portugal	49
Figura 2.3	Configuração da turbina eólica mais comum	53
Figura 2.4	Configuração da nacelle do SCEO sem caixa de velocidades	55
Figura 2.5	Coeficiente de potência em função do λ e do ζ	61
Figura 2.6	Raio da pá r e R	63
Figura 2.7	Sistema de transmissão, turbina diretamente ligada ao gerador	69
Figura 2.8	Sistema de transmissão descrito por uma massa girante	72
Figura 2.9	Sistema de transmissão descrito por duas massas girantes	73
Figura 2.10	Setores rígido e flexível das pás, três massas girantes	76
Figura 2.11	Sistema de transmissão descrito por três massas girantes	77
Figura 2.12	Setores rígido e flexível das pás, cinco massas girantes	81
Figura 2.13	Sistema de transmissão descrito por cinco massas girantes	82

Figura 2.14	Gerador síncrono	86
Figura 2.15	Representação do GSIP de pólos salientes	86
Figura 2.16	SCEO, transmissão em CA com conversor de p níveis	95
Figura 2.17	SCEO com transmissão em CA com conversor de dois níveis	96
Figura 2.18	Conversor de dois níveis	97
Figura 2.19	Retificador de dois níveis	98
Figura 2.20	SCEO com transmissão em CA com conversor de três níveis	102
Figura 2.21	Conversor de três níveis	103
Figura 2.22	Retificador de três níveis	104
Figura 2.23	Correntes nos bancos de condensadores no conversor de três níveis	107
Figura 2.24	SCEO com transmissão em CA com conversor de quatro níveis	108
Figura 2.25	Conversor de quatro níveis	109
Figura 2.26	Retificador de quatro níveis	111
Figura 2.27	Correntes nos bancos de condensadores no conversor de quatro níveis	113
Figura 2.28	SCEO com transmissão em CA com conversor de cinco níveis	115

Figura 2.29	Conversor de cinco níveis	116
Figura 2.30	Retificador de cinco níveis	118
Figura 2.31	Correntes nos bancos de condensadores no conversor de cinco níveis	121
Figura 2.32	SCEO com transmissão em CA com conversor de p níveis	123
Figura 2.33	Conversor de p níveis	124
Figura 2.34	Retificador de p níveis	126
Figura 2.35	Correntes nos bancos de condensadores no conversor de p níveis	128
Figura 2.36	SCEO, transmissão em CC com conversor de p níveis	130
Figura 2.37	SCEO com transmissão em CC com conversor de dois níveis	131
Figura 2.38	Conversor de dois níveis	132
Figura 2.39	SCEO com transmissão em CC com conversor de três níveis	135
Figura 2.40	Conversor de três níveis	136
Figura 2.41	SCEO com transmissão em CC com conversor de quatro níveis	140
Figura 2.42	Conversor de quatro níveis	141
Figura 2.43	SCEO com transmissão em CC com conversor de cinco níveis	145

Figura 2.44	Conversor de cinco níveis	146
Figura 2.45	SCEO com transmissão em CC com conversor de p níveis	151
Figura 2.46	Conversor de p níveis	152
<hr/>		
Figura 3.1	Superfície de deslizamento	169
Figura 3.2	Largura da banda de histerese de cinco níveis	170
Figura 3.3	Combinações de níveis de tensão para o conversor de dois níveis	175
Figura 3.4	Vetores de tensão disponíveis para o conversor de dois níveis	176
Figura 3.5	Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de dois níveis	177
Figura 3.6	Combinações de níveis de tensão para o conversor de três níveis	181
Figura 3.7	Vetores de tensão disponíveis para o conversor de três níveis.	182
Figura 3.8	Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de três níveis	183
Figura 3.9	Combinações de níveis de tensão para o conversor de quatro níveis	191

Figura 3.10	Vetores de tensão disponíveis para o conversor de quatro níveis	192
Figura 3.11	Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de quatro níveis	193
Figura 3.12	Combinações de níveis de tensão para o conversor de cinco níveis	204
Figura 3.13	Vetores de tensão disponíveis para o conversor de cinco níveis	205
Figura 3.14	Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de cinco níveis	207
Figura 3.15	Controlador PI^{μ} de ordem fracionária	217
Figura 3.16	Configuração do controlo do SCEO	217
<hr/>		
Figura 4.1	Velocidade do vento sem perturbações	224
Figura 4.2	Perfil do movimento significativo da superfície do mar	224
Figura 4.3	Potência mecânica e potência elétrica	225
Figura 4.4	Binário mecânico da turbina e do gerador, três massas	226
Figura 4.5	Velocidade de rotação da turbina e do gerador, três massas	226
Figura 4.6	Velocidade do vento com perturbações	229

Figura 4.7	Binário mecânico da turbina e do gerador três massas	230
Figura 4.8	Velocidade de rotação da turbina e do gerador, três massas	230
Figura 4.9	Desvios angulares, da turbina e do gerador, duas ou três massas	231
Figura 4.10	Velocidade do vento com perturbações, cinco massas	232
Figura 4.11	Binário mecânico da turbina e do gerador, cinco massas	232
Figura 4.12	Velocidade de rotação da turbina e do gerador, cinco massas	233
Figura 4.13	Velocidade do vento com perturbações	236
Figura 4.14	Tensões nos bancos de condensadores, conversor de três níveis, CA	237
Figura 4.15	Corrente injetada na RE, conversor de três níveis, CA	237
Figura 4.16	THD corrente injetada na RE para o conversor de três níveis, CA.	238
Figura 4.17	Tensões nos bancos de condensadores, conversor de quatro níveis, CA	239
Figura 4.18	Corrente injetada na RE, conversor de quatro níveis, CA	239
Figura 4.19	THD corrente injetada na RE para o conversor de quatro níveis, CA	240
Figura 4.20	Tensões nos bancos de condensadores, conversor de cinco níveis, CA	241

Figura 4.21	Corrente injetada na RE, conversor de cinco níveis, CA	241
Figura 4.22	THD corrente injetada na RE para o conversor de cinco níveis, CA	242
Figura 4.23	Tensões nos bancos de condensadores, conversor de dois níveis, CC	244
Figura 4.24	Corrente no cabo submarino, conversor de dois níveis, CC	245
Figura 4.25	Corrente à saída do conversor inversor de dois níveis, CC	245
Figura 4.26	Corrente injetada na RE, conversor de dois níveis, CC	246
Figura 4.27	Tensões nos bancos de condensadores, lado do retificador, conversor de três níveis, CC.	247
Figura 4.28	Corrente no cabo submarino, conversor de três níveis, CC	247
Figura 4.29	Corrente injetada na RE, conversor de três níveis, CC	248
Figura 4.30	Velocidade do vento com perturbações	250
Figura 4.31	Comportamento do ângulo do passo da pá	250
Figura 4.32	Comportamento do coeficiente de potência	251
Figura 4.33	Comportamento dos binários mecânicos da turbina e do gerador	251
Figura 4.34	Comportamento das velocidades da turbina e do gerador	252
Figura 4.35	Comportamento das tensões para o conversor de cinco níveis	252
Figura 4.36	Movimento da superfície do mar	253

Figura 4.37	Comportamento dos binários mecânicos da turbina e do gerador	253
Figura 4.38	Comportamento das velocidades da turbina e do gerador	254
Figura 4.39	Comportamento das tensões para o conversor de cinco níveis	254
Figura 4.40	Corrente injetada na RE, conversor de cinco níveis	255
Figura 4.41	THD da corrente injetada na RE para o conversor de cinco níveis	255
Figura 4.42	Configuração do SCEO	258
Figura 4.43	Velocidade do vento com perturbações	259
Figura 4.44	Movimento da superfície do mar	259
Figura 4.45	Falha de tensão no braço $k = 2$ do retificador	260
Figura 4.46	Corrente no cabo submarino	260
Figura 4.47	Tensões nos bancos de condensadores, lado do retificador	261
Figura 4.48	Tensões nos bancos de condensadores, lado do inversor	261
Figura 4.49	Correntes nos bancos de condensadores, lado do retificador	262
Figura 4.50	Correntes nos bancos de condensadores, lado do inversor	262
Figura 4.51	Corrente injetada na RE	263
Figura 4.52	THD da corrente injetada na RE	263
Figura 4.53	Assimetria na turbina	266

Figura 4.54	Sombra da torre	266
Figura 4.55	Oscilações nas pás	267
Figura 4.56	Potência mecânica e potência elétrica	267
Figura 4.57	Tensão nos bancos de condensadores, controlador PI clássico	268
Figura 4.58	Tensão nos bancos de condensadores, controlador PI ^μ fracionário	268
Figura 4.59	Corrente injetada na RE	269
Figura 4.60	THD da corrente injetada na RE	269
Figura 4.61	DFT da corrente injetada na RE	270

Lista de Tabelas

Tabela 2.1	Valores de c_p , λ e de λ_i em função do ζ	62
Tabela 2.2	Oscilações mecânicas excitadas no SCEO	67
Tabela 2.3	Combinações de comutação do braço k do conversor de dois níveis	98
Tabela 2.4	Combinações de comutação do braço do conversor de três níveis	104
Tabela 2.5	Combinações de comutação do braço k do conversor de quatro níveis	110
Tabela 2.6	Combinações de comutação do braço do conversor de cinco níveis	117
Tabela 2.7	Combinações de comutação do braço do conversor de p níveis	125
<hr/>		
Tabela 3.1	Níveis de tensão para o conversor de dois níveis	174
Tabela 3.2	Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de dois níveis	177
Tabela 3.3	Níveis de tensão para o conversor de três níveis	180

Tabela 3.4	Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de três níveis	184
Tabela 3.5	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de três níveis, $n_k = 0$	186
Tabela 3.6	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de três níveis, $n_k = 1$	186
Tabela 3.7	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de três níveis, $n_k = 2$	187
Tabela 3.8	Níveis de tensão para o conversor de quatro níveis	189
Tabela 3.9	Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de quatro níveis	194
Tabela 3.10	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 0$	196
Tabela 3.11	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 1$	197
Tabela 3.12	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 2$	197
Tabela 3.13	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 3$	198
Tabela 3.14	Níveis de tensão para o conversor de cinco níveis	200
Tabela 3.15	Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de cinco níveis	208

Tabela 3.16	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 0$	211
Tabela 3.17	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 1$	211
Tabela 3.18	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 2$	212
Tabela 3.19	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 3$	212
Tabela 3.20	Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 4$	213
<hr/>		
Tabela 4.1	Parâmetros do SCEO	223
Tabela 4.2	THD da corrente injetada na RE, vento sem perturbações	228
Tabela 4.3	THD da corrente injetada na RE, vento com perturbações	234
Tabela 4.4	THD da corrente injetada na RE	256
Tabela 4.5	Parâmetros dos controladores	265
Tabela 4.6	Parâmetros dos controladores	270

Lista de Siglas

AT	Alta Tensão
BT	Baixa Tensão
CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
CHB	<i>Cascaded H-Bridge</i>
COF	Cálculo de Ordem Fracionário
DFT	<i>Discrete Fourier Transform</i>
DF	Derivada de Ordem Fracionária
FC	<i>Flying Capacitor</i>
GEE	Gases com Efeito de Estufa
GIDA	Gerador de Indução com rotor Duplamente Alimentado
GSIP	Gerador Síncrono com excitação assegurada por meio de Ímanes Permanentes
IGBT	Transístor Bipolar com Terminal de Comando Isolado (<i>Insulated Gate Bipolar Transistor</i>)
MPC	<i>Multiple Point Clamped</i>

MT	Média Tensão
NPC	<i>Neutral Point Clamped</i>
PI	Controlador Proporcional Integral Clássico
PI^μ	Controlador Proporcional Integral de Ordem Fracionária
PMSG	<i>Permanent Magnet Synchronous Generator</i>
PNAEE	Programa Nacional de Ação para a Eficiência Energética
PNAER	Programa Nacional de Ação para as Energias Renováveis
PRE-R	Produção em Regime Especial
PWM	<i>Pulse With Modulation</i>
RE	Rede Elétrica
SCEO	Sistema de Conversão Eólico Offshore
SMC	<i>Sliding Mode Control</i>
SPWM	<i>Sinusoidal Pulse Width Modulation</i>
SVM	<i>Space Vector Modulation</i>
TEH	Turbina de Eixo Horizontal
THD	<i>Total Harmonic Distortion</i>
TSR	<i>Tip Speed Ratio</i>
UE	União Europeia

Lista de Símbolos

Índices

i	Índice que identifica o interruptor do conversor de dois níveis ou multinível
j	Índice que identifica o banco de condensadores no estágio intermédio de processamento de energia
k	Índice que identifica o braço do conversor de dois níveis ou multinível
m	Índice da harmónica da perturbação do vento
x	Índice associado com a oscilação mecânica excitada durante a rotação da turbina
y	Índice que identifica a pá da turbina eólica offshore, cinco massas girantes

Constantes e variáveis

a	Fator de indução axial
a_{xm}	Amplitude normalizada de g_{xm} , vento com perturbações
A	Secção transversal do tubo de corrente de escoamento

A_x	Amplitude da oscilação x , vento com perturbações
C_{dc}	Capacidade transversal do cabo submarino bipolar CC
C_{ft}	Capacidade do banco de condensadores do filtro de segunda ordem
C_{Ij}	Capacidades dos bancos de condensadores no estágio intermédio de processamento de energia do lado do inversor
C_j	Capacidade dos bancos de condensadores no estágio intermédio de processamento de energia
c_p	Coefficiente de potência
C_{Rj}	Capacidades dos bancos de condensadores no estágio intermédio de processamento de energia do lado do retificador
$e_{\alpha\beta}$	Erros de corrente
g_{xm}	Função distribuída da harmónica m na perturbação x , vento com perturbações
h_x	Fator de modulação da oscilação x , vento com perturbações
i_{CIj}	Corrente do banco de condensador j , para a ligação em CC, lado do inversor
i_{Cj}	Corrente do banco de condensador j , no estágio intermédio de processamento de energia, para a ligação em CA

i_{CRj}	Corrente do banco de condensador j , para a ligação em CC, lado do retificador
i_{dc}	Corrente do cabo submarino bipolar CC
i_f	Corrente de excitação no enrolamento equivalente do rotor do gerador
i_{ftk}	Corrente de saída do filtro e entrada da rede elétrica
i_I	Corrente à entrada do inversor
i_k	Correntes de fase
i_R	Corrente à saída do retificador
J	Momento de inércia concentrado da turbina, da torre, da plataforma flutuante semissubmersível e do gerador, uma massa girante
J_b	Momento de inércia concentrado do setor flexível das pás, massas girantes
J_{by}	Momento de inércia concentrado do setor flexível das pás, cinco massas girantes
J_g	Momento de inércia concentrado do gerador, duas, três ou cinco massas girantes
J_h	Momento de inércia concentrado do setor rígido das pás, do cubo do rotor, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível, três ou cinco massas girantes

J_t	Momento de inércia concentrada da turbina, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível, duas massas girantes
k_{ag}	Coeficiente de atrito do gerador com o ar, duas massas girantes
k_{at}	Coeficiente de atrito do cubo do rotor e das pás com o ar, duas massas girantes
k_{bh}	Coeficiente de elasticidade torcional entre a primeira massa e a segunda massa, três massas girantes
k_{byh}	Coeficiente de elasticidade torcional entre a massa da pá y e a quarta massa, i.e., o setor rígido das pás, cinco massas girantes
k_{db}	Coeficiente de atrito viscoso do setor flexível das pás, três massas girantes
k_{dby}	Coeficiente de atrito devido à deflexão axial flap no setor flexível da pá y , cinco massas girantes
k_{dbyh}	Coeficiente de amortecimento devido ao movimento de avanço e atraso de <i>lead-lag</i> do setor flexível da pá y , cinco massas girantes
k_{dg}	Coeficiente de atrito viscoso do gerador, duas, três ou cinco massas girantes
k_{dh}	Coeficiente de atrito viscoso do setor rígido das pás, três ou cinco massas girantes
k_{dhg}	Coeficiente de amortecimento torcional entre o setor rígido das pás e o gerador, cinco massas girantes

k_{dt}	Coeficiente de atrito viscoso da turbina, duas massas girantes
k_{hg}	Coeficiente de elasticidade torcional entre o setor rígido das pás e o gerador, três ou cinco massas girantes
k_{hs}	Coeficiente de elasticidade torcional da torre e da plataforma flutuante semissubmersível devido à influência da energia do movimento da superfície do mar
k_{tg}	Coeficiente de elasticidade torcional do veio, duas massas girantes
K_i	Ganho integral do controlador
K_p	Ganho proporcional do controlador
L_{cabo}	Indutância longitudinal do cabo submarino tripolar CA
L_{dc}	Indutância longitudinal do cabo submarino bipolar CC
L_f	Indutância própria do enrolamento de excitação equivalente do rotor do gerador
L_{filtro}	Indutância da bobine do filtro de segunda ordem, CA
L_{ft}	Indutância da bobine do filtro de segunda ordem, CC
L_n	Indutância da rede elétrica
L_{ll}	Indutância própria do enrolamento do estator l com $l = 1,2,3$ do gerador

M_{lf}	Indutância mútua entre os enrolamentos estatóricos l com $l = 1,2,3$ e o enrolamento de excitação equivalente f do rotor
M_{lm}	Indutância mútua entre os enrolamentos estatóricos l com $l, m = 1,2,3$ e $l \neq m$
n_k	Variável de comutação do braço k do conversor
p_p	Número de pares de pólos do gerador
P_{disp}	Potência disponível no escoamento
P_g	Potência elétrica
P_t	Potência mecânica da turbina, vento com perturbações
P_{tt}	Potência mecânica da turbina captada do escoamento pelo disco atuador, vento sem perturbações
r	Raio do tubo de corrente de escoamento determinado pela envergadura da zona rígida da pá
R	Raio do tubo de corrente de escoamento determinado pela envergadura da pá
R_{cabo}	Resistência longitudinal do cabo submarino tripolar CC
R_{dc}	Resistência longitudinal do cabo submarino bipolar CC
R_f	Resistências do enrolamento equivalente do gerador
R_{filtro}	Resistência do filtro de segunda ordem, CA

R_{ft}	Resistência do filtro de segunda ordem, CC
R_n	Resistência da rede elétrica
R_{123}	Resistências dos enrolamentos estatóricos do gerador
T_{ag}	Binário resistente devido ao atrito do ar com o gerador, duas massas girantes
T_{at}	Binário resistente devido ao atrito do ar com as pás e o cubo do rotor, por duas massas girantes
T_b	Binário mecânico do setor flexível das pás da turbina sujeitas a vento com perturbações, três massas girantes
T_{bh}	Binário de torção devido ao comportamento elástico do veio entre a primeira e a segunda massa, i.e., entre o setor flexível e o setor rígido das pás, três massas girantes
T_{bt}	Binário mecânico do setor flexível das pás da turbina sujeitas a vento sem perturbações, três massas girantes
T_{byh}	Binário resistente do setor flexível na pá y devido ao movimento de avanço e atraso <i>lead-lag</i> , cinco massas girantes
T_{db}	Binário resistente do setor flexível das pás devido ao atrito viscoso, três massas girantes
T_{dby}	Binário resistente do setor flexível da pá y devido à deflexão axial <i>flap</i> , cinco massas girantes

T_{dg}	Binário resistente do gerador devido ao atrito viscoso, duas, três ou cinco massas girantes
T_{dh}	Binário resistente do setor rígido das pás devido ao atrito viscoso, três ou cinco massas girantes
T_{dt}	Binário resistente da turbina devido ao atrito viscoso, duas massas girantes
T_g	Binário elétrico
T_{hg}	Binário de torção devido ao comportamento elástico do veio entre a segunda e a terceira massa, três massas girantes; ou com cinco massas girantes, entre a quarta e a quinta massa
T_{hs}	Binário resistente da torre e da plataforma flutuante semissubmersível devido à influência da energia do movimento da superfície do mar
T_{ph}	Binário mecânico da turbina sujeita a um vento com perturbações propagado ao longo do sistema de transmissão à saída da 2ª massa, três massas girantes
T_{pht}	Binário mecânico da turbina sujeita a um vento sem perturbações propagado ao longo do sistema de transmissão à saída da 2ª massa, três massas girantes
T_{pyh}	Binário mecânico da turbina sujeita a um vento com perturbações propagado ao longo do sistema de transmissão à saída da 4ª massa, três massas girantes

T_{rb}	Binário mecânico do setor rígido das pás sujeitas a vento com perturbações, três massas girantes
T_{rbt}	Binário mecânico do setor rígido das pás sujeitas a vento sem perturbações, três massas girantes
T_{rbyt}	Binário mecânico do setor rígido das pás sujeitas a vento sem perturbações, cinco massas girantes
T_{rby}	Binário mecânico do setor rígido das pás sujeitas a vento com perturbações, cinco massas girantes
T_t	Binário mecânico da turbina sujeita a um vento com perturbações, uma ou duas massas girantes
T_{tg}	Binário de torção devido ao comportamento elástico do veio, duas massas girantes
T_{tt}	Binário mecânico da turbina sujeita a um vento sem perturbações, uma ou duas massas girantes
T_{tty}	Binário mecânico do setor flexível da pá y da turbina sujeita a um vento sem perturbações, cinco massas girantes
T_{ty}	Binário mecânico do setor flexível da pá y da turbina sujeita a um vento com perturbações, cinco massas girantes
S_{ik}	Interruptor de energia unidirecional do conversor
S_{mc}	Superfície de deslizamento
u	Velocidade do vento de aproximação ao rotor

u_0	Valor médio da velocidade do vento sem perturbações
u_f	Tensão do enrolamento do rotor do gerador
u_{mk}	Tensão aos terminais do IGBT
u_{sk}	Tensão aos terminais do conversor
$u(z)$	Velocidade média do vento à altura z
v_{dc}	Tensão no banco de condensadores do conversor
v_{dcR}	Tensão do banco de condensadores do conversor, lado do retificador
v_{dcI}	Tensão do banco de condensadores do conversor, lado do inversor
v_{cj}	Tensão do banco de condensadores C_j
v_{np}	Velocidade do escoamento não perturbado
z_0	Irregularidade da superfície do mar
z_R	Altura de referência
γ_{nik}	Variável do estado de comutação do conversor
δ_{jnk}	Variável de nível do braço k do conversor
ε	fase da harmónica do movimento da superfície do mar
$\varepsilon_{\alpha\beta}$	Banda de erro do comparador de histerese

ζ	Ângulo do passo da pá
$\eta(x, y, t)$	Movimento da superfície do mar na posição (x, y) em função do tempo t
η_a	Amplitude da harmónica do movimento da superfície do mar
Θ	Frequência da harmónica do movimento da superfície do mar
\mathcal{G}	Posição angular do rotor do gerador
θ	Desvio angular do elemento elástico, duas massas girantes
θ_b	Posição angular do veio no setor flexível das pás, três massas girantes
θ_{bh}	Desvio angular do elemento elástico entre a primeira e a segunda massa, i.e., entre o setor flexível e o setor rígido das pás, três massas girantes
θ_{by}	Posição angular do veio no setor flexível da pá y , cinco massas girantes
θ_g	Posição angular do veio no gerador, duas, três ou cinco massas girantes
θ_h	Posição angular do veio no setor rígido das pás, três massas girantes
θ_{hr}	Posição angular do veio no setor rígido das pás, cinco massas girantes

θ_{hg}	Desvio angular do elemento elástico entre o setor rígido das pás e o rotor do gerador, três ou cinco massas girantes
θ_t	Posição angular do veio na turbina, duas massas girantes
θ_y	Desvio angular do elemento elástico entre o setor flexível da pá y e o setor rígido das pás, cinco massas girantes
λ	Coeficiente de velocidade periférica do rotor, <i>tip speed ratio</i> , TSR
λ_{opt}	Coeficiente de velocidade periférica ótimo
μ	Ordem da derivada ou do integral fracionário
ρ	Massa específica do ar
$\sigma_{\alpha\beta}$	Saídas dos comparadores de histerese
φ_{xm}	Fase da harmónica m da perturbação x
ϕ	Amplitude do vetor de onda associado com a harmónica do movimento da superfície do mar
ψ	Ângulo associado com a direção da harmónica do movimento da superfície do mar
ψ_f	Campo magnético do íman permanente
ψ_{123}	Fluxo magnético ligado com os enrolamentos estáticos
ω	Velocidade angular do elemento elástico, duas massas girantes

ω_y	Velocidade angular do elemento elástico entre a massa do setor flexível da pá y e o setor rígido das pás, cinco massas girantes
ω_b	Velocidade angular do setor flexível das pás, três massas girantes
ω_{by}	Velocidade angular do setor flexível da pá y , cinco massas girantes
ω_g	Velocidade angular do gerador, duas, três ou cinco massas girantes
ω_h	Velocidade angular do setor rígido das pás, três massas girantes
ω_{hr}	Velocidade angular do setor rígido das pás, cinco massas girantes
ω_x	Frequência da oscilação x
ω_t	Velocidade angular da turbina, uma ou duas massas girantes
ω_{bh}	Velocidade angular do elemento elástico entre a primeira e a segunda massa, i.e., entre o setor flexível e o setor rígido das pás, três massas girantes
ω_{hg}	Velocidade angular do elemento elástico entre a segunda massa, i.e., o setor rígido das pás e a terceira massa, i.e., o gerador, três ou cinco massas girantes
ω_w	Frequência do movimento da superfície do mar em águas abertas

Vetores e matrizes

A^T	Transposta da matriz A
C	Matriz da transformação de Concórdia
D	Matriz da transformação de Park

Conjuntos

Ω	Conjunto dos valores das saídas dos comparadores de histerese
----------	---

CAPÍTULO

1

Introdução

Neste capítulo são apresentados os aspetos gerais dos sistemas de conversão de energia eólica offshore ligados à rede elétrica. É apresentado o enquadramento da investigação, a motivação para abordar o tema e o estado da arte. Ainda, é descrita a forma como o texto está organizado e a notação utilizada na tese.

1.1 Aspetos Gerais

Esta tese incide sobre a modelação e simulação de um sistema de conversão de energia eólica offshore ligado a uma rede elétrica (RE). A energia eólica é uma forma de energia que advém da conversão de energia solar. Esta conversão é originada pelo facto da energia irradiada pelo Sol sobre Terra originar um aquecimento irregular na superfície terrestre. A superfície terrestre na zona equatorial tem tendência para aquecer mais rapidamente comparativamente às restantes zonas do planeta e o solo por conter sais metálicos aquece e arrefece mais rapidamente que a água dos oceanos. A energia cinética associada com os fluxos de massa de ar tem origem na diferença de pressão ocasionada pela diferença de temperatura entre as diversas zonas do planeta, i.e., estes fluxos são originados pela camada de ar quente mais leve que a camada de ar frio originar uma corrente de convecção que pode atingir altitudes de 10 km. A anemologia estuda os movimentos das massas de ar e identifica zonas de estrangimentos ao movimento ditas de células terrestres situadas entre o equador e os pólos, sendo identificadas três tipos de células quer no hemisfério norte quer no sul limitadas respetivamente pelo equador, pelos trópicos e pelos círculos polares. As correntes atmosféricas circulam nas células em direção não perpendicular relativamente ao equador devido à rotação da Terra, que origina a ação da força de Coriolis, sofrendo nas células mais próximas do equador um deslocamento na circulação inferior no sentido do ocidente e nas mais próximas dos pólos, para oriente. A geografia e meteorologia local originam diferenças de pressão atmosféricas na superfície terrestre que originam ventos locais com direção não necessariamente igual à da predominante na respetiva célula [Rivkin14]. Pelo que, ao nível das camadas atmosféricas onde é atualmente feito o aproveitamento para conversão em energia elétrica, a energia eólica é uma fonte de energia muito

irregular, i.e., tem um comportamento no que respeita à disponibilidade de energia e à direcção de velocidade bastante variável e intermitente.

O vento disponibiliza uma força motriz associada com energia cinética presente nas camadas de ar em movimento. Ao longo da história da civilização, o modo como o aproveitamento desta força motriz é concretizada está relacionado com as mudanças verificadas quer no âmbito social quer no âmbito político, que originaram as embarcações à vela e os moinhos de vento [Wilson74].

O aproveitamento da energia eólica pela humanidade remonta à antiguidade. Existe informação que atribui aos egípcios o primeiro uso prático da energia disponibilizada pelo vento em embarcações à vela, por volta de 2800 a. C. ajudando assim a força dos remos [Wilson74].

No século I d.C., já tinha sido inventado um método de exploração da energia eólica, que se julga ser da autoria do engenheiro e matemático grego Héron de Alexandria [Sheperd90].

O primeiro aproveitamento para conversão de energia eólica em energia mecânica, através de moinhos de vento, aparenta ter sido realizado na Pérsia, na região do Sijistão, no bombeamento de água para irrigação e drenagem dos terrenos e na moagem de cereais, substituindo assim a força muscular humana ou animal [Wilson74].

É no século VII d.C., que surgem os primeiros modelos rústicos de eixo horizontal, parecidos com os moinhos holandeses. Durante os dois séculos seguintes, os moinhos foram projetados de acordo com as condições geográficas, i.e., para obter melhor aproveitamento do sentido predominante dos ventos, mantendo o eixo motor numa direcção fixa. Entre o século VII d.C. e o século X d.C. os moinhos de vento foram firmemente estabelecidos na Pérsia [Wilson74]. As condições geográficas impunham restrições ao funcionamento

dos moinhos, como sejam os ventos intensos que podiam conduzir à ruptura do eixo motor, as rajadas de vento que podiam subitamente obrigar os mecanismos a atingirem velocidades excessivas, ou mesmo a destruição e ainda os ventos fracos que podiam não ter a energia suficiente para vencer os atritos internos do sistema de moagem [Melício04].

Entretanto, as embarcações movidas à vela também evoluíram até ao desenvolvimento das caravelas nos séculos XIII e XIV. Estas embarcações à vela dominam os mares durante séculos, até ao surgimento da máquina a vapor e consequente desenvolvimento do navio a vapor em 1807.

No final do século XV são importantes as investigações tecnológicas de Leonardo Da Vinci sobre os mecanismos e as suas tentativas para construir uma máquina voadora semelhante a uma hélice, que funcionava com o vento e o desenho dos perfis das asas das aves, pois estes perfis foram aplicados aos primeiros aeroplanos e às pás dos primeiros aerogeradores no início do século XX. No século XVII os moinhos de vento voltaram a ter inovações tecnológicas devido aos importantes desenvolvimentos que teve a mecânica, sendo importantes as contribuições de Huygens, de Hooke, de Newton, de Leibnitz e dos irmãos Bernoulli [Melício04].

No início do século XIX aparece o dínamo. A história não regista inovações tecnológicas para utilização da energia eólica na geração de eletricidade até aos trabalhos de Lord Kelvin, quando na mesma época tratou de associar um dínamo a um aeromotor para a produção de energia elétrica. No fim do século XIX são importantes os trabalhos de Charles F. Brush e do professor Poul La Cour. Em Cleveland, em 1888, Charles F. Brush, um dos cofundadores da General Electric, construiu uma máquina, que é agora considerada a primeira turbina eólica com funcionamento automático para a geração de energia elétrica. Apesar das dimensões consideráveis, possuía um rotor de 17 m de diâmetro constituído por

144 pás de madeira montado numa torre de 18 m de altura, a baixa velocidade de rotação alcançada limitava a potência da turbina em apenas 12 kW. Na Dinamarca, o professor Poul La Cour foi o precursor dos trabalhos científicos sobre estudos da turbina eólica, sendo considerado o pai da indústria eólica moderna. O governo dinamarquês interessado no melhor aproveitamento da energia do vento encarregou-o de estudar os requisitos técnicos para a construção de aerogeradores modernos, tendo em vista um melhor rendimento dos moinhos existentes na época [Burton01, Melício04, Rivkin14].

Poul La Cour, estudou o moinho existente na Holanda e concluiu que modificando apenas detalhes mecânicos os moinhos atingiam melhor rendimento, tendo descoberto que para a geração de energia elétrica, as turbinas com menos pás no rotor são mais eficientes que as turbinas de rotação lenta com muitas pás e em 1891 construiu uma turbina com um rotor de quatro pás com uma potência de 25 kW. A sua primeira turbina eólica comercializável foi instalada após a Primeira Guerra Mundial, durante um período de escassez generalizada de combustível. Como fruto do trabalho científico, em 1918 a Dinamarca tinha um total de potência instalada de 3 MW em aerogeradores usando turbinas eólicas que satisfaziam aproximadamente 3% do consumo total de energia elétrica da Dinamarca [Melício04, Rivkin14].

Na década de 30 do século passado foi desenvolvido na ex União Soviética, a turbina Balaclava com um valor de potência de 100 kW.

Nos Estados Unidos da América nas décadas de 30 e 40 do século passado foram instaladas pequenas turbinas eólicas, com um valor de potência de 1 kW, fornecendo energia elétrica em corrente contínua para uso em quintas localizadas em zonas remotas fora do alcance da RE. Essas turbinas foram também usadas em armazenamento de energia, i.e., em baterias para assegurar alguma continuidade de uso de energia em alturas de ausência de vento [Grigsby12].

Em Vermont, em 1941, Palmer Putnam desenvolveu uma turbina eólica com um valor de potência de 1.25 MW, dita de turbina Smith-Putnam, sendo a primeira com potência acima de 1 MW. A turbina era constituída por um rotor de 53.3 m de diâmetro constituído por duas pás funcionando diretamente ligada à RE. A turbina Smith-Putnam funcionou continuamente durante 1100 horas antes de falhar por fratura de uma das pás [Rivkin14].

No decurso da segunda guerra mundial, fruto das atividades de investigação e desenvolvimento no âmbito da aeronáutica, surgiram novos modelos de turbinas. Na Alemanha, Ulrich Hütter desenvolveu uma série de projetos de turbinas de rotor de eixo horizontal. Em 1957 construiu uma turbina com um valor de potência de 100 kW, possuía um rotor de 34 m de diâmetro, com pás fabricadas em fibra de vidro e materiais compósitos, uma torre de forma tubular esbelta e um sistema de controlo de potência por ângulo de passo das pás, sendo considerada a turbina com maior número de inovações para a época [Resende11].

Na segunda metade do século passado, os fabricantes dinamarqueses substituíram o dínamo pelo gerador assíncrono trifásico de rotor em gaiola, funcionando diretamente ligado à RE. O engenheiro dinamarquês Johannes Juul, um dos primeiros alunos de Poul La Cour nos cursos de eletricitistas eólicos em 1904, foi o pioneiro no desenvolvimento das primeiras turbinas eólicas usando geradores de corrente alternada, construindo a turbina Gedser de 200 kW de potência. A turbina tinha um rotor de eixo horizontal com três pás situadas a montante da torre, um sistema de controlo de potência por perda aerodinâmica da pá, *stall*, e um mecanismo de orientação eletromecânico [Johnson85].

A crise energética de 1973 em que foi sextuplicado o preço do barril de petróleo e o embargo dos países produtores de petróleo à Dinamarca, Holanda, Portugal, África do Sul e Estados Unidos, alteraram a economia mundial e teve como consequência o ressurgimento das energias renováveis [Toffler82, Melício04].

Desta crise é de destacar por um lado, a necessidade de assegurar a diversidade e segurança no fornecimento de energia e, por outro lado, a consciência da obrigação de proteger o ambiente, cuja degradação é acentuada pelo uso de combustíveis baseados em recursos fósseis [Melício04]. O ressurgimento das energias renováveis motivou muitos países a iniciar programas de investigação e desenvolvimento no âmbito do aproveitamento da energia do vento para a produção de energia elétrica. Particularmente significativo foi o programa de energia eólica iniciado nos EUA em 1973 depois da crise energética, cujo primeiro resultado visível foi a instalação em 1975, do primeiro sistema de conversão de energia eólica, i.e., sistema eólico da era moderna, o Mod 0, com uma potência nominal de 100 kW e um rotor da turbina com duas pás, tendo cada pá uma envergadura de 19 m [Burton01].

A experiência de operação acumulada com este sistema de conversão eólica, e com mais quatro do mesmo tipo entretanto instalados entre 1977 e 1980, permitiu concluir acerca da viabilidade da exploração dos sistemas eólicos [Melício04].

Até 1980 foram construídos sistemas eólicos com pequenos valores de potência utilizando geradores síncronos de rotor bobinado ou geradores assíncronos com rotor em gaiola. Estes sistemas eólicos tinham o inconveniente de não poderem funcionar com ventos de baixa velocidade, pois estavam baseados no emprego de geradores funcionando a uma velocidade quase constante diretamente ligados à rede elétrica. Nestes sistemas o controlo de potência era conseguido mediante a utilização de pás que entram em perda aerodinâmica, i.e., em *stall* a partir de determinado valor da velocidade do vento. A partir de 1980 o desenvolvimento tecnológico dos sistemas eólicos e dos interruptores de energia de corte comandado tornou possível a construção de sistemas de grandes valores de potência, cada vez mais robustos [Melício04, Resende11], permitindo o aumento da potência nominal unitária, equipados com os modernos sistemas de controlo,

nomeadamente com controlo de potência por ajuste do ângulo do passo da pá i.e., *pitch*, ligados à rede através de conversores eletrónicos de energia [Melício04].

A partir de 2000, as investigações sobre a forma de usar a energia eólica focam três vertentes: a dos sistemas de conversão eólica onshore autónomos, a dos sistemas de conversão eólica onshore ligados à rede elétrica e a dos sistemas de conversão eólica offshore (SCEO) ligados à rede elétrica. O sistema autónomo fornece energia elétrica diretamente aos consumidores, é especialmente interessante em áreas remotas ou com fracas condições de acessibilidade para as linhas de transmissão de energia elétrica. Neste caso, o aproveitamento da energia eólica deve ser complementado com outras formas de conversão ou de armazenamento de energia, visto que, o vento é uma fonte de energia imprevisível, i.e., não assegurando condições para um fornecimento contínuo de energia elétrica [Melício04]. Em Portugal, predominam os sistemas de geração eólica que estão predominantemente ligados à rede elétrica. Os sistemas de geração eólica onshore são projetados para valores de potência que para além de considerarem a disponibilidade local de energia eólica estão limitados por restrições ambientais, tais como o nível de ruído e a proximidade a habitações, enquanto que, os SCEO são projetados para grandes valores de potência, com grande tamanho e permitem explorar melhor os recursos eólicos.

O progresso dos SCEO ficou associado com a atividade de investigação para aplicações nas explorações petrolíferas offshore, tendo beneficiado dos progressos realizados nessa investigação [Lozano11]. Em 1972 William E. Heronemus introduziu a ideia de se utilizarem plataformas flutuantes semissubmersíveis para instalação de turbinas eólicas offshore. O vento no mar tem uma presença mais constante, apresentando um perfil de velocidades mais favorável e a turbulência atmosférica é menor do que a do vento em terra. Em 1980 a empresa World Wind construiu e instalou a primeira turbina eólica offshore, localizada em Nogersund, no norte da Suécia a 250 m da costa e a uma

profundidade de 7 m, suportada por um monopilar, instalado numa estrutura aterrada no leito marinho, com um valor de potência de 220 kW [Bilgili11].

Em 1991 foi criado o primeiro parque eólico offshore, em Vindeby, na Dinamarca, com um valor de potência instalada de 4.95 MW. O parque é constituído por 11 turbinas com um valor de potência de 450 kW cada uma, com controlo de potência por perda aerodinâmica na pá, *stall*.

O crescimento dos SCEO até 2001 esteve baseado em instalações suportadas por monopilar, instalado numa estrutura aterrada no leito marinho a profundidades de até 50 m, utilizando turbinas eólicas com um valor de potência inferior a 1 MW, nomeadamente na Dinamarca e Holanda [Ewea11].

Em 2001 o parque eólico offshore Middelgrunden na Dinamarca foi considerado, na época, o primeiro parque eólico offshore de dimensões significativas, i.e., com 20 turbinas eólicas e um valor de potência instalada 40 MW [Ewea11]. Atualmente, o maior parque eólico offshore é o London Array, no Reino Unido, com 175 turbinas de com um valor de potência de 3.6 MW cada e com um valor de potência instalada de 630 MW. A tendência é para o aumento dos valores de potência das turbinas eólicas offshore acima dos 8 MW [Lloberas14].

Devido aos desafios aerodinâmicos que as dimensões das turbinas de grandes valores de potência impõem é tomada em consideração a redução do número de componentes mecânicos, devido à necessidade de diminuição de pesos, dimensões e custos associados à construção dos SCEO. Com os recentes avanços na eletrónica de potência e na qualidade dos materiais, os sistemas eólicos equipados com gerador síncrono de ímanes permanentes (GSIP), funcionando com velocidade variável ligados à rede, através de conversores eletrónicos de energia, são uma configuração eficiente para conversão da energia eólica em energia elétrica [Melício04]. A tecnologia de geradores de velocidade variável utilizada em sistemas eólicos offshore está repartida entre os geradores de

indução de rotor duplamente alimentado e os geradores síncronos. No entanto, atualmente os projetos dos parques eólicos offshore a serem instalados no futuro estão a privilegiar a configuração das turbinas com GSIP [Lloberas14].

O aumento dos valores de potência das turbinas eólicas offshore é possível devido não só à evolução da tecnologia, mas também às menores restrições ambientais para a instalação de parques eólicos offshore. A localização afastada da costa dos parques eólicos offshore produz um reduzido impacto visual e sonoro, não afetando a população local, permitindo assim manter o apoio da opinião pública a esta forma de energia [Melício10a]. Para além disso, a expansão dos parques eólicos onshore conheceu um desenvolvimento tal, que atualmente existe falta de locais adequados para a instalação de novos parques eólicos onshore, particularmente nos países europeus [Soukissian13]. Assim, a energia eólica, nomeadamente a dos aproveitamentos offshore é hoje vista como uma das mais promissoras fontes de energia renováveis visando o cumprimento do estabelecido no Protocolo de Quioto e das decisões sucedâneas.

Estudos sobre a biologia marinha permitiram identificar sinais positivos nas proximidades dos parques eólicos offshore, devido a presença das estruturas de suporte existe a formação de condições favoráveis ao ecossistema, visto que, permite um refúgio para as espécies marinhas [Leonard11, Russel14].

Não obstante os sinais positivos da presença de parques eólicos offshore, é necessário proceder a um detalhado estudo de impacto ambiental no local onde se pretende efetuar a instalação, devendo ser assumidos alguns cuidados se a região for alvo de fauna numerosa.

A energia eólica é uma fonte de energia imprevisível e o incremento da integração da conversão desta energia na rede elétrica facultado pelos sistemas de geração de energia elétrica a partir de sistemas eólicos tem impactos sobre a rede elétrica que não podem ser ignorados [Erlich07], nomeadamente sobre a

estabilidade transitória da rede e a qualidade da energia injetada. O caráter imprevisível e de não regularização da disponibilidade da energia eólica, obriga a que os operadores da rede sejam forçados a ajustar o fornecimento de energia elétrica não só em função das variações da procura mas também em função das flutuações de disponibilidade de energia eólica. Ainda, a variação ocasionada pelo movimento da superfície do mar conjugada com o caráter de imprevisibilidade da disponibilidade da energia eólica levam a que haja necessidade de considerar no SCEO esforços de origem mecânica que necessitam de ser investigados quer sob o ponto de vista de resistência de materiais, quer relativamente à influência que podem ocasionar nos padrões de qualidade da energia injetada na rede [Akmatov00, Xing05].

A estabilidade do sistema elétrico, corresponde à capacidade desse sistema para manter o sincronismo e a tensão quando sujeito a graves perturbações transitórias, i.e., variações bruscas das condições de funcionamento do sistema [Cughlan06]. A estabilidade do sistema implica o estudo matemático e simulação computacional de modelos de SCEO mais realistas de forma a ter uma adequada resposta que não ponha em risco a estabilidade do sistema e a qualidade da energia [Melício10a].

A qualidade da energia fornecida aos consumidores constitui um tema que tem ganho uma importância acrescida nos últimos anos, além de ter em atenção os aspetos de continuidade de serviço, fornecimento sem interrupções, e de qualidade da onda, hoje é também sinónima de qualidade comercial, i.e., satisfação do cliente com as condições comerciais do fornecimento de energia elétrica. O conceito de qualidade da energia está associado à realidade que se vive no setor elétrico e à noção do produto eletricidade [Baptista09, Melício10a].

O incremento da integração na rede elétrica de sistemas de conversão eólica, constitui então um tema de importância nos últimos anos, na medida em que vai

modificar consideravelmente o comportamento dinâmico do sistema elétrico e pode dar lugar a uma nova estratégia de regulação da frequência do sistema [Peças-Lopes07], além de que, os operadores da rede devem assegurar aos consumidores que a qualidade da energia fornecida não seja comprometida [Carrasco06], nomeadamente a qualidade da onda de tensão e de corrente [Melício10a].

A qualidade da onda de tensão e de corrente está relacionada com as características técnicas da eletricidade num dado ponto da rede. Os principais parâmetros elétricos e os indicadores de qualidade da energia estão descritos nas normas EN 50160-2001, IEC 61000-4-7, IEEE Standard 519-1992 e IEEE Standard 1547-2003, sendo agrupados segundo as suas aplicações.

Nesta tese é avaliada a qualidade da onda de corrente, nomeadamente são avaliadas as harmónicas na corrente injetada na rede elétrica, assumindo que o SCEO injeta a energia numa rede aonde a onda de tensão é imposta pelo comportamento resultante na interface com a rede elétrica, sendo a rede elétrica descrita por um circuito ativo indutivo. Assim, nesta tese a qualidade da energia é então definida pela qualidade da onda de corrente injetada na rede. Este estudo é uma das contribuições desta tese que envolve a simulação computacional da aplicação dos conversores eletrónicos de energia aos SCEO de velocidade variável com GSIP.

No ponto de entrega, i.e., o ponto da rede onde se faz a entrega da energia elétrica à instalação do cliente ou a outra rede, os operadores da rede devem tanto quanto possível assegurar de modo continuado aos consumidores uma corrente com forma de onda sinusoidal pura, de amplitude e frequência constantes e desfasamento de 120° entre fases. A qualidade da onda de corrente assegurada é medida pelo desvio relativamente à forma de onda pura, i.e., é a presença de harmónicas na corrente que origina a redução da qualidade da energia.

O THD surgiu como consequência da necessidade de quantificar numericamente as harmónicas presentes na tensão ou na corrente alternada num dado ponto da rede. É uma grandeza adimensional que caracteriza um sinal deformado.

A presença de harmónicas é quantificada por uma medida do valor da distorção harmónica total (*Total Harmonic Distortion*, THD). A qualidade da onda de corrente injetada na RE determinada pela avaliação do THD deve ser mantido tão baixo quanto possível. Nos estudos sobre os sistemas eólicos de velocidade variável é importante proceder à avaliação do THD, visto que, é reconhecido como um problema que pode afetar a qualidade da onda de corrente [Tentzrakis07, Melício10a].

A versão portuguesa da Norma Europeia EN 50 160, sobre a qualidade da energia tem aplicação aos níveis da baixa tensão (BT) e da média tensão (MT), descrevendo as características principais da tensão de alimentação no ponto de entrega ao cliente, não faz qualquer referência explícita ao conteúdo harmónico da corrente injetada na rede por produtores, apenas estabelece que o THD da tensão no ponto de entrega não deve ultrapassar o valor de 8%. Por outro lado, dá uma série de definições e valores limites para as diferentes perturbações que podem ter lugar nas redes de BT e MT. No entanto, não define as formas como as medições devem ser levadas a cabo, nem os tempos de medida e valores médios a aplicar [NPEN01].

Na falta de referências específicas de normas para os sistemas eólicos, as normas a utilizar para a limitação de harmónicas na corrente, são a IEEE Standard 519-1992 [IEEE92], a IEC 61400-21 [IEC01], a IEC Standard 61000-4-7 [IEC03] e mais recentemente, tem vindo também a ser seguida a recomendação IEEE Standard 1547-2003 [IEEE03].

A norma IEEE Standard 519-1992 é uma recomendação aprovada com o objetivo de ser uma referência quanto às causas, efeitos, medidas e controlo de

harmónicas nos sistemas de energia. Esta recomendação indica que um produtor de energia elétrica, no ponto de entrega, não poderá injetar na rede elétrica, até aos 69 kV, correntes com um valor do THD superior a 5% [IEEE92].

Este valor limite do THD, também é seguido pela recomendação IEEE Standard 1547-2003 [IEEE03], sendo esta a norma que mais recentemente tem vindo a ser seguida para este tipo de aplicações [Carvalho05].

A norma IEC Standard 61000-4-7 é utilizada para a medição das harmónicas nas correntes e tensões em sistemas de energia elétrica [IEC03]. Esta norma é considerada como uma referência para medir as emissões harmónicas em sistemas eólicos [Tentzakis07]. Enquanto que a norma IEC 61400-21, define a forma de medida e a avaliação da qualidade da energia injetada na rede pelos sistemas eólicos, no ponto de injeção [IEC01].

A utilização dos SCEO é uma das áreas onde atualmente se registam os maiores avanços, assim como continuam as investigações no sentido de melhorar o conhecimento da tecnologia das fundações e cimentação no mar, bem como das condições do vento no mar. Estes avanços estão a contribuir para tornar mais competitiva esta forma de aproveitar a energia do vento em condições ambientais totalmente diferentes [Melício10a].

A incorporação de fontes de energias renováveis, nomeadamente a energia eólica, contribui para diminuir o recurso às centrais térmicas no sistema produtor elétrico, é uma medida importante na prossecução do objetivo de limitar as emissões dos GEE para a atmosfera, visando o cumprimento do estabelecido no Protocolo de Quioto [Melício10a].

1.2 Enquadramento

A crise energética de 1973 em que foi sextuplicado o preço do barril de petróleo e o embargo dos países produtores de petróleo à Dinamarca, Holanda, Portugal, África do Sul e Estados Unidos alteraram a economia mundial e a sua repercussão teve como consequência o ressurgimento das energias renováveis [Toffler82, Melício10a]. Desta crise é de destacar por um lado, a necessidade de assegurar a diversidade e segurança no fornecimento de energia e, por outro lado, a consciência da obrigação de proteger o ambiente, cuja degradação é acentuada pelo uso de combustíveis baseados em recursos fósseis. E houve repercussões significativas como a de desimpedir o interesse pelo aproveitamento das energias renováveis [Toffler82, Melício10a]. Embora haja imparidade com outras fontes de energia, é reconhecido que as energias renováveis desempenham um papel importante, visto que, podem contribuir para a produção de energia elétrica que de outro modo seria produzida usando fontes de energia baseadas em recursos fósseis, fonte de emissões de gases com efeito de estufa (GEE) para a atmosfera [Melício10a].

As energias renováveis para Portugal, nomeadamente a eólica onshore e offshore, têm particular importância, considerando a dependência externa em termos de energia primária, superior à da média da União Europeia e dos países comparáveis. Acresce ainda que Portugal é confrontado com a necessidade de desenvolver formas alternativas de produção de energia elétrica que permitam proceder a uma política de limitação das emissões de GEE [Melício10a].

Em Portugal, os sistemas de conversão eólica estão predominantemente numa situação de ligação à rede elétrica. Esta situação altera a dinâmica dos sistemas de potência e conduz ao aparecimento de problemas relacionados com a

qualidade da energia injetada para a rede elétrica. Nomeadamente, em [Carrasco06], é identificada a necessidade de garantir boa qualidade de energia, o THD deve ser mantido tão baixo quanto possível [Melício10a].

A resposta aos problemas relacionados com a qualidade da energia implica estudos para o desenvolvimento de modelos matemáticos apropriados, que permitam simulações realísticas, incorporando no modelo as dinâmicas de interligação com impacto na qualidade da energia.

Esta tese enquadrada no âmbito da investigação para SCEO ligados à rede elétrica, é uma contribuição para os estudos de simulação computacional envolvendo a qualidade da energia elétrica, considerando a variação da velocidade de vento com e sem perturbações atmosféricas e o movimento da superfície do mar. O SCEO em estudo nesta tese é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica será descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes; um gerador síncrono com excitação assegurada por meio de ímanes permanentes; e um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis ou por um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis. A transmissão de energia elétrica é efetuado em corrente alternada (CA) ou em corrente contínua (CC).

1.3 Motivação

As preocupações ambientais que conduziram ao Protocolo de Quioto com o objetivo da limitação das emissões de GEE e o incremento da incidência da geração eólica são temas de importância política que merecem atenção social, visto que, têm uma importância global para a sustentabilidade e qualidade do ambiente da nossa sociedade. O sistema eletroprodutor nacional recorre a um uso de fontes de energia primárias que acarretam uma acentuada dependência externa de combustíveis de origem fóssil.

A intensidade energética para Portugal é uma das mais elevadas na União Europeia (UE). Embora Portugal apresente hoje uma intensidade energética da energia primária em linha com a UE, este valor oculta um resultado menos positivo quando medida a intensidade energética da energia final. Na realidade, o elevado investimento feito por Portugal em energias renováveis e o reduzido consumo energético no setor residencial, comparativamente com o resto da Europa, encobrem uma intensidade energética da economia produtiva 27% superior à média da UE [DR13].

O aumento da eficiência de exploração do sistema eletroprodutor nacional no que respeita aos recursos endógenos e o aumento da exploração dos recursos de origem renovável é uma política que contribui para minorar a dependência externa dos combustíveis de origem fóssil [Melício10a]. Portugal é confrontado com a necessidade de desenvolver formas alternativas de produção de energia elétrica, não contribuindo para o aumento das emissões de GEE e reduzindo a dependência externa dos combustíveis fósseis. Assim, o aumento da procura de energia elétrica, determinado pela exigência de crescimento dos níveis de bem-estar da sociedade, conjuntamente com possíveis anos de reduzida afluência

hídrica às albufeiras, agravando a dependência externa no que respeita a combustíveis de origem fóssil, também é motivação para a exploração dos recursos de origem renovável, como por exemplo, os recursos baseados em fontes de energia de origem eólica [Melício10a].

O quadro das metas da UE 20–20–20 visa alcançar em 2020, 20% de redução das emissões de GEE relativamente aos níveis de 1990; 20% de quota de energia proveniente de recursos de origem renovável no consumo final bruto de energia; 20% de redução do consumo de energia primária relativamente à projeção do consumo para 2020, mediante um aumento da eficiência energética. No quadro das metas da UE 20–20–20 foi estabelecido para Portugal, para o horizonte de 2020, um objetivo geral de redução no consumo de energia primária de 25% e um objetivo específico para a Administração Pública de redução de 30% [DR13]. O Decreto Lei n.º 141/2010, de 31 de dezembro de 2010, alterado pelo Decreto Lei n.º 39/2013, de 18 de março de 2013, que transpôs parcialmente a Diretiva 2009/28/CE, do Parlamento Europeu e do Conselho, de 23 de abril de 2009, estabeleceu, no Artigo 2.º, as metas nacionais para a utilização de energia proveniente de recursos de origem renovável no consumo final bruto de energia e no consumo energético nos transportes em 2020, correspondentes a 31% e a 10%, respetivamente [DR13].

O Plano Nacional de Ação para a Eficiência Energética (PNAEE), aprovado em Resolução do Conselho de Ministros n.º 80/2008 de 20 de maio de 2008, e o Plano Nacional de Ação para as Energias Renováveis (PNAER), aprovado em Resolução de Ministros n.º 29/2010 de 15 de abril de 2010 posteriormente revogados pela Resolução de Conselho de Ministros n.º 20/2013 de 10 de abril de 2013 garantem a aposta nos recursos de origem renovável, muito relevantes na promoção de um *mix* energético equilibrado, que reforça a segurança de abastecimento, diminua o risco da variabilidade do preço de determinados produtos e respetivas implicações na fatura energética nacional e contribuem para

a redução de emissões de GEE associados ao sistema eletroprodutor. O Governo pretende assim prosseguir os objetivos de assegurar a continuidade das medidas para garantir o desenvolvimento de um modelo energético com racionalidade económica, que assegure os custos de energia de origem renovável, que não comprometam a competitividade das empresas nem a qualidade de vida dos cidadãos, bem como assegurar a melhoria substancial na eficiência energética de Portugal [DR13]. O PNAER prevê um aumento da quota de eletricidade baseada em recursos de origem renovável em relação ao anterior PNAER, de 60% relativamente a 55%, assim como a meta global a alcançar que deverá ser situada em 35% face à meta anterior de 31% [DR13].

Em Portugal a exploração do potencial eólico offshore deverá ter, até 2020, pouca expressão na contribuição para a produção de energia elétrica, na medida em que a exploração deste recurso se encontra ainda dependente do desenvolvimento tecnológico e da viabilidade económica dos respetivos equipamentos e sistemas, incluindo estruturas de suporte. De entre as tecnologias existentes, as estruturas de suporte flutuantes semissubmersíveis são as que mais se adequam às condições da costa portuguesa, de elevada batimetria [DR13].

Está prevista a continuidade de atividades de investigação e desenvolvimento durante o período de aplicação do PNAER, através da instalação de uma potência de 27 MW, que servirá essencialmente para fins de investigação, desenvolvimento tecnológico e demonstração pré-comercial. Para tal, existe financiamento assegurado através do instrumento financeiro NER300, gerido conjuntamente pela Comissão Europeia, o Banco Europeu de Investimento e os Estados-Membros [DR13].

Assim, para o sistema eletroprodutor nacional são reforçadas as motivações para linhas de investigação que permitam [Melício10a]:

o aumento da eficiência energética;

a promoção das energias endógenas de origem renovável, nomeadamente a energia eólica (onshore e offshore);

a diminuição da dependência externa dos combustíveis fósseis;

a salvaguarda do meio ambiente.

Em 2013 mais de 45% da energia elétrica produzida em Portugal é baseada na utilização de recursos de origem renovável e cerca de 25% do consumo final bruto de energia é satisfeito com base em recursos de origem renovável. Portugal apresenta um dos melhores registos históricos a nível europeu no que respeita ao cumprimento da incorporação de recursos de origem renovável no consumo bruto de energia [DR13].

O incremento da incidência da geração eólica vai modificar consideravelmente o comportamento dinâmico da rede elétrica e pode dar lugar a uma nova estratégia de regulação da frequência do sistema [Peças-Lopes07]. Os operadores da rede devem assegurar aos consumidores que a qualidade da energia fornecida não seja comprometida, implicando o desenvolvimento de modelos matemáticos apropriados dos SCEO [Brughuis01]. O incremento da incidência da geração eólica pode modificar consideravelmente o comportamento dinâmico da rede elétrica no caso de avarias internas do sistema de conversão eólica. Contudo, os sistemas de conversão eólica têm níveis de disponibilidade técnica da ordem dos 98%, apesar de terem de enfrentar um grande número de avarias internas [Hahn07].

A motivação para abordar o tema da modelação e simulação da conversão eólica offshore ligada à rede elétrica advém da necessidade de dar resposta aos problemas relacionados com a qualidade da energia injetada na RE. Esta tese trata um tema de investigação com grande interesse e importância, visando o

desenvolvimento de modelos matemáticos apropriados para os SCEO ligados à rede elétrica.

Também, no âmbito da tese está incluído o estudo do conversor eletrônico de energia, tendo este conversor respetivamente dois níveis ou uma configuração multinível com díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis. Este estudo é integrado na simulação dos SCEO de velocidade variável com gerador síncrono e com excitação assegurada por meio de ímanes permanentes, considerando a dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica que será descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes.

Esta tese está organizado nas tarefas seguintes:

- T1 o estudo da aplicação do conversor de dois níveis e da do conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis aos SCEO de velocidade variável com GSIP, quer com transmissão de energia em corrente alternada, quer em corrente contínua;
- T2 o estudo do ciclo de carga e descarga dos bancos de condensadores, utilizando simultaneamente os diversos circuitos associados com a circulação de correntes e o nível de tensão em cada braço do conversor;
- T3 o estudo sobre a seleção de vetor redundante, de acordo com o nível de tensão pretendido para o conversor, com criação de tabela de seleção para cada nível;
- T4 o estudo dos esforços mecânicos que o SCEO fica submetido devido à turbulência atmosférica e ao movimento da superfície do mar;

- T5 o estudo da dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica descrita por uma, duas, três ou cinco massas girantes, considerando nas pás setor flexível e rígido, ligado ao cubo do rotor da turbina para o modelo de três e de cinco massas. No modelo de cinco massas são introduzidas considerações para descrever os movimentos quer de deflexão axial, quer os de avanço e atraso das pás;
- T6 o estudo do comportamento harmónico da energia injetada na rede pelo SCEO, considerando a tensão da rede sem distorção harmónica ou com distorção originada pela quinta harmónica;
- T7 o estudo de falhas no SCEO com origem no sistema de controlo das pás da turbina ou dos conversores.

1.4 Estado da Arte

Setor elétrico

Em [Peças-Lopes07, Melício10a] é reconhecido que a reestruturação do setor elétrico teve um forte impacto nos setores da produção e transmissão de energia. Com a evolução das tecnologias da produção em regime especial (PRE) foram abertas novas perspetivas para as empresas deste setor. Em [Erlich07, Melício10a] é reconhecido que o incremento da incidência de geração eólica vai modificar consideravelmente o comportamento dinâmico do sistema elétrico, e em [Melício10a, Cucchiella13] é reconhecido que pode dar lugar a uma nova estratégia de regulação da frequência do sistema.

Em [Carrasco06, Melício10a] é reconhecido que os operadores da rede devem assegurar aos consumidores que a estabilidade do sistema, a continuidade do serviço e a qualidade da energia fornecida não sejam comprometidas.

Em [Neris99, Vieira07, Valle07, Melício10a] é estabelecido que na operação de sistemas eólicos com turbinas de velocidade variável, o método de controlo seja desenhado para captar do vento a potência máxima e proporcionar na rede tensão e frequência constantes.

Sistema de conversão eólica offshore

Em [Hansen08] é reconhecido que a modelação e o controlo dos sistemas eólicos, são temas prioritários nas atividades de investigação em todo o mundo.

Em [Melício14] é reconhecido que a utilização dos SCEO, é uma das áreas onde atualmente se registam quer avanços, quer investigações no sentido de melhorar o conhecimento da tecnologia das fundações e cimentação no mar, e as condições do vento no mar. Estes avanços estão a contribuir para tornar mais competitiva esta forma de aproveitamento da energia do vento em condições ambientais totalmente diferentes. Nos centros urbanos na proximidade do mar, a instalação de SCEO tem a vantagem de poder estar próxima do consumo e de reduzido impacto ambiental e visual.

Em [Melício14], é identificado que em 2011 entrou em funcionamento o primeiro SCEO em Portugal, estando em águas abertas, a 5 km da costa ao largo da Aguçadoura, Póvoa de Varzim. Este SCEO é constituído por: uma estrutura de suporte com plataforma flutuante semissubmersível, uma turbina eólica de velocidade variável com as pás situadas a montante da torre *upwind* com um valor de potência de 2 MW e um cabo submarino para guiar a energia elétrica em

corrente alternada desde o SCEO para uma subestação ligada à rede elétrica, na plataforma continental.

Em [Kouro10, Melício14] é reconhecido que os conversores eletrônicos de energia multinível tem uma importância crescente em aplicações de elevados valores de potência.

Em [Lazaridis05] é reconhecido que as tecnologias disponíveis para guiar a energia elétrica para a subestação na plataforma continental são: o sistema em alta tensão em corrente alternada (*High Voltage AC Transmission HVAC*); o sistema em alta tensão em corrente contínua usando conversores de comutação natural de linha (*High Voltage DC using Line Commutated Converters HVDC LCC*); e o sistema em alta tensão em corrente contínua usando conversores de comutação forçada – conversores fonte de tensão (*High Voltage DC using Voltage Source Converters HVDC-VSC*).

Em [Henschel01] é estudada a ligação à rede elétrica dos SCEO. Esta ligação é feita através de cabos a funcionar em CC. Utiliza um sistema de conversão eólica com um GSIP ligado a um inversor de dois níveis. A utilização do GSIP nos SCEO reduz os gastos de manutenção. Em offshore a manutenção é muito dispendiosa e não está sempre garantida devido às dificuldades provocadas pelas condições atmosféricas, pelo que a disponibilidade do sistema tem um papel muito importante.

Em [Carrasco06] é reconhecido que a ligação dos SCEO à rede elétrica depende da distância entre o sistema e a rede elétrica, nomeadamente, é reportado que para distâncias inferiores a 60 km a ligação em HVAC é uma solução favorável, mas para distâncias superiores a 60 km a ligação à rede elétrica deve ser realizada em HVDC.

Em [Lazaridis05, Paiva11] é afirmado que a tecnologia HVAC é utilizada para uma distância da costa, i.e., entre o SCEO em águas abertas e a subestação ligada à rede elétrica na plataforma continental, inferior a 50 km; sendo a média tensão o nível da tensão utilizado. Para distâncias superiores a 50 km até 400 km a tecnologia em corrente contínua é economicamente mais viável. A tecnologia HVAC está limitada pelo comprimento dos cabos; tem o inconveniente de que a capacitância distribuída é elevada podendo causar sobretensões nos barramentos das subestações o que requer compensadores reativos; e as perdas de energia através dos cabos são consideráveis.

Em [Lazaridis05, Sousa12] é afirmado que a tecnologia HVDC é utilizada para uma distância da costa, i.e., entre o SCEO em águas abertas e a subestação ligada à rede elétrica na plataforma continental, superior a 50 km, sendo a alta tensão o nível da tensão utilizada, é uma solução economicamente viável para agregar vários SCEO.

Em [Lazaridis05, Paiva11] é afirmado que a transmissão HVDC em comparação com a HVAC tem a vantagem da energia transmitida por condutor ser maior, para a mesma secção e nível de isolamento; as perdas de energia através dos cabos são menores; a interligação entre as duas redes é assíncrona, i.e., não há problemas de estabilidade, podendo a frequência de cada rede ser diferente; a corrente capacitiva nos cabos não existe; a reatância dos cabos não é um fator limitativo, donde resulta a possibilidade da transmissão a longa distância sem compensação.

Estruturas de suporte

Em [Alves11, Sun12] é afirmado que o modelo de estrutura de suporte dos SCEO depende nomeadamente da profundidade, das características do leito marinho, do movimento da superfície do mar e das correntes marítimas.

Em [Oteo14] é afirmado que as estruturas de suporte podem ser fixas ou de plataforma flutuante. As estruturas fixas são uma solução para águas de profundidades inferiores a 50 m. As estruturas de plataforma flutuante são uma solução para águas profundas.

Em [Sun12] são estudados parques eólicos offshore em funcionamento em zonas de águas com profundidades inferiores a 30 m e perto da costa, utilizando estruturas fixas. Em [Jonkman07] é afirmado que as melhores condições para o aproveitamento da energia do vento offshore nos Estados Unidos, China, Japão e Noruega estão disponíveis a profundidades superiores a 30 m.

Em [Oteo14] é afirmado que o modelo de estruturas fixas dos SCEO podem ser de base gravitacional, monopilares ou de armação espacial. As estruturas de plataforma flutuante dos SCEO podem ser de balastro, de pernas atirantadas ou semissubmersíveis. As estruturas fixas de base gravitacional são utilizadas para profundidades até 10 m, as monopilares são utilizadas para profundidades até 25 m e as de armação espacial são utilizadas para profundidades até 60 m. As estruturas de plataforma flutuante de balastro são constituídas por um cilindro oco que se mantém vertical por intermédio da existência de lastro no fundo, ancorado por amarrações em catenária. As estruturas de pernas atirantadas são constituídas por uma estrutura flutuante submersa ancorada por cabos verticais. As estruturas semissubmersíveis são constituídas por uma plataforma semissubmersa ancorada por amarrações em catenária.

Em [Alves11] é afirmado que as fundações para a ancoragem das amarrações dependem das características do leito marinho, sendo necessário um estudo para as condições específicas do local de instalação do SCEO.

Em [Oteo4] é afirmado que os SCEO com estruturas de plataforma flutuante estão em fase de investigação e desenvolvimento existindo três protótipos à escala real, nomeadamente o Hywind, o Blue H e o Windfloat. O Hywind utiliza estrutura de balastro, tendo sido verificado que o balanço da estrutura provocado pelo vento e pelas ondas é prejudicial à produção de energia elétrica. O Blue H utiliza estrutura de pernas atirantadas, tendo sido verificado que a estrutura é menos vulnerável às ondas que as estruturas do tipo balastro. O Windfloat utiliza três cilindros unidos entre si, com sistema de variação de lastro, tendo sido verificado que a estrutura tem a estabilidade necessária para a produção de energia elétrica.

Em [DNV01] e [IEC04] são apresentadas orientações e requisitos técnicos para o projeto, construção e inspeção de estruturas de suporte dos SCEO. Em [IEC05] são fornecidas especificações técnicas para o projeto de estruturas de plataformas flutuantes, e as diferenças entre estruturas fixas e estruturas de plataforma flutuante, incluindo considerações para a estabilidade hidrostática, linhas de ancoragem, maremotos e terramotos.

Turbina eólica

Em [Akmatov00, Xing05, Melício14] é afirmado que a variação da velocidade e direção do vento com a turbulência atmosférica é significativo ao nível dos esforços mecânicos que o sistema de conversão eólica fica submetido. Os esforços mecânicos que o SCEO fica submetido atuam nomeadamente, sobre as pás, a *nacelle*, o veio, a torre e a plataforma flutuante semissubmersível. Estes

esforços atuando sobre os elementos mecânicos do sistema eólico originam esforços: centrífugos, gravíticos e giroscópicos sobre a torre, produzindo oscilações mecânicas nomeadamente: nas pás, na torre e na plataforma flutuante. Os esforços na torre são devidos não só ao efeito de sombra, mas também à assimetria no alinhamento da turbina em relação ao vento, sendo as oscilações mecânicas modeladas por uma gama de frequências compreendidas entre 0.1 Hz e 10 Hz.

Em [Luo11] é afirmado que o efeito da dinâmica do acoplamento do vento e das ondas sobre o movimento da plataforma flutuante semissubmersível deve ser considerado na força atuante nas pás e no veio.

Em [Gou12] é afirmado que a plataforma e os cabos devem suportar os esforços devidos à influência da energia das ondas e da variação da velocidade e direção do vento com perturbações.

Em [Ernst12] é afirmado que os principais fatores que contribuem para a instabilidade dos SCEO são derivados do efeito de esteira, *wind shear*, da turbulência e das ondas.

Em [Sintra 14] são estudados os esforços na torre devidos ao efeito de sombra, *tower shadow* e de esteira, *wind shear*. Num sistema de conversão eólica as pás da turbina encontram vento com diferentes velocidades a diferentes alturas, durante uma rotação completa, mesmo que a velocidade do vento seja constante, provocando flutuações periódicas no binário a na potência da turbina. Nas turbinas com três pás a flutuação periódica mais comum tem uma frequência três vezes superior à frequência de rotação do rotor. As flutuações são devidas a perturbações externas conhecidas como efeito de sombra da torre e efeito de esteira. O efeito de sombra da torre descreve o redirecionamento do vento causado pela presença da torre e o efeito de esteira descreve o modo como varia a velocidade do vento com a altura, tendo sido verificado que num sistema de

conversão eólica o efeito de sombra da torre e mais significativo que o efeito de esteira.

Em [Koo12] são estudados modelos de estruturas flutuantes de balastro, de pernas atirantadas ou semissubmersíveis, utilizando um SCEO de referência com um valor de potência de 5 MW.

Em [Lloberas14] é afirmado que a tendência das turbinas eólicas offshore é para o aumento dos valores de potência acima dos 8 MW, sendo reportado protótipos em desenvolvimento para potências até 10 MW e projetos conceituais para potências até 15 MW.

Sistema de transmissão

Em [Jöckel01] é estudada a operação de sistemas eólicos de velocidade variável em SCEO. A dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica é descrita por duas massas girantes; a primeira massa está constituída pelo momento de inércia das pás e do cubo do rotor da turbina e a segunda massa está constituída pelo momento de inércia do rotor do GSIP.

Em [Badrzadeh06, Muyeen06] é estudada a influência da descrição da concentração de massas no que respeita ao número de massas a utilizar que permite caraterizar o comportamento oscilatório do sistema. Nomeadamente, a dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica descrita por duas massas girantes é identificada como sendo uma opção adequada aos estudos em regime transitório.

Em [Li07] é afirmado que o sistema eólico de grande valor de potência e tamanho impõe desafios como é o caso do comportamento flexível das pás, devido à grande envergadura. A envergadura e a flexibilidade das pás têm um

impacte importante no estudo da estabilidade transitória do sistema eólico durante uma falha.

Em [Salman03, Li07, Ramtharan07a] é afirmado que o rotor dos sistemas eólicos embora possa ser estudado utilizando o método dos elementos finitos tem como desvantagem que este método não é facilmente implementado nos programas informáticos utilizados no estudo dos sistemas de energia elétrica.

Em [Melício10a] é afirmado que a tecnologia dominante nos sistemas eólicos instalados no mundo utiliza uma caixa de velocidades no sistema de transmissão de energia mecânica. O sistema de transmissão de energia mecânica é o órgão mecânico que liga o rotor da turbina com o rotor do gerador.

Em [Melício14] é estudado o sistema de transmissão de energia mecânica de um SCEO com plataforma flutuante semissubmersível. A dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica é descrita por cinco massas girantes; as primeiras três massas representam as massas da zona flexível de cada uma das pás; a quarta massa representa a massa da zona rígida das pás associados ao cubo do rotor, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível; e a quinta massa representa a massa do GSIP.

GSIP

Em [Amenedo03] é reconhecido que o gerador é um elemento importante do SCEO, visto que, o dimensionamento dos restantes elementos elétricos tem de ser realizado em coerência com o valor da potência nominal do gerador.

Em [Melício10a] é afirmado que as tecnologias dos geradores, instaladas em Portugal, refletem a evolução tecnológica que se têm verificado nos sistemas de conversão eólica ao longo dos anos.

Em [Melício10a] é estudado um sistema eólico com um gerador síncrono de velocidade variável equipado com uma turbina de eixo horizontal (TEH), diretamente ligada ao gerador, estando ligado à rede através de conversores eletrônicos de energia. Nesta configuração do sistema eólico, não há necessidade de usar uma caixa de velocidades no veio, entre o rotor da turbina e o rotor do gerador, i.e., a turbina mecanicamente ligada ao veio do gerador.

Em [SanMartín05] é afirmado que a caixa de velocidades envolve desvantagens que se traduzem em perdas de energia mecânica devidas a vibrações, atritos, ruídos e aquecimentos, implicando a utilização de fluidos lubrificantes e a necessidade de refrigerar o interior da *nacelle*.

Em [SanMartín05] é afirmado que a construção de sistemas eólicos de grandes valores de potência e de tamanho faz com que a velocidade de rotação da turbina seja cada vez menor, assim, as relações de transmissão na caixa de velocidades são cada vez mais desfavoráveis.

Em [Ong98] é afirmado que no GSIP são eliminadas as perdas por efeito de Joule nos enrolamentos do rotor. Para os mesmos valores de potência, comparando com o gerador síncrono de rotor bobinado, o GSIP tem a vantagem de ter uma construção simples, de ser mais compacto, mais leve e ter uma maior eficiência.

Em [Amenedo03] é afirmado que a utilização do GSIP nos sistemas eólicos elimina a necessidade de ter anéis coletores no rotor, assim, desaparece a necessidade de refrigerar os enrolamentos de excitação. Por outro lado o volume deste gerador diminui consideravelmente. Este tipo de gerador, permite diminuir o passo polar, o que faz com que seja possível construir geradores com maior número de pólos, evitando a necessidade de utilizar uma caixa de velocidades entre o rotor da turbina e o rotor do gerador. A utilização do GSIP diretamente

ligado ao rotor da turbina é uma das opções mais prometedoras no futuro da indústria eólica.

Em [Amenedo03,Melício10a] é feita uma comparação entre o GSIP e o gerador síncrono de rotor bobinado. O GSIP tem como vantagens não requerer circuito de excitação, ter maior rendimento, menores dimensões e menor peso, fazendo com que seja uma boa alternativa de utilização nos sistemas eólicos offshore.

Em [Amenedo03, Melício10a] é afirmado que o GSIP é relativamente mais caro que o gerador de indução, no entanto tem a vantagem de ser mais eficiente. Os avanços na qualidade dos equipamentos e a redução de custos dos materiais magnéticos permitiram que os sistemas eólicos equipados com o GSIP diretamente ligados ao rotor da turbina, funcionando com velocidade variável, sejam uma configuração eficiente para a conversão da energia eólica em energia elétrica.

Em [Melício10a] é afirmado que uma das tendências futuras na construção de SCEO é a redução do número de componentes mecânicos devido não só aos desafios aerodinâmicos que as dimensões destes sistemas impõem, como à necessidade de diminuição de pesos, dimensões e custos associados à sua construção, fazendo com que os custos de manutenção e de operação sejam consideravelmente menores comparados com os custos dos sistemas de conversão eólica com caixa de velocidades. A utilização de um GSIP é apropriada para este tipo de sistemas uma vez que o GSIP funciona numa configuração diretamente ligado à turbina evitando a utilização de uma caixa de velocidades entre o rotor da turbina e o rotor do gerador, sendo esta uma forma de reduzir o número de componentes mecânicos. A resposta aos desafios colocados por este tipo de sistemas consiste em desenvolver modelos matemáticos apropriados para os SCEO.

Em [Lloberas14] é afirmado que os projetos dos parques eólicos offshore a serem instalados no futuro estão a privilegiar a configuração das turbinas com GSIP, para potências acima dos 8 MW.

Conversores eletrônicos de energia

Em [Cruz09] é afirmado que o desenvolvimento dos semicondutores de energia de corte comandado nas últimas décadas do século passado levou ao interesse nos conversores eletrônicos de energia com um ou mais estágios de processamento de energia.

Em [Kouro10] é afirmado que os conversores eletrônicos de energia multinível têm sido objeto de investigação e desenvolvimento nas últimas décadas e têm sido utilizados com sucesso em aplicações industriais. No entanto, é uma tecnologia ainda em desenvolvimento tendo sido reportadas novas contribuições e topologias nos últimos anos.

Em [Labrique91] é afirmado que o conversor pode ter apenas um estágio de processamento de energia, conversão direta, não existindo elementos de armazenamento de energia, como é o caso do conversor matricial, ou dois estágios, conversão indireta, com elementos de armazenamento de energia entre os dois estágios. No caso da conversão indireta de dois estágios, o estágio de entrada é um conversor retificador CA/CC, e o estágio de saída é um conversor inversor CC/CA.

Em [Melício10a] é afirmado que os conversores de dois níveis e multinível respetivamente, não estão constituídos na íntegra por dispositivos semicondutores na medida em que utilizam elementos armazenadores de energia entre o retificador e o inversor.

Em [Melício10a] é afirmado que o desenvolvimento dos semicondutores de energia permitiu o interesse nos conversores eletrónicos de energia constituídos por díodos ou tirístores. Os díodos ou os tirístores são muito utilizados numa grande gama de aplicações, sobretudo nos conversores de interligação à rede elétrica, devido à sua robustez, economia e simplicidade, i.e., não necessitam de um circuito de comando. No entanto não são normalmente utilizados nos sistemas de conversão eólica por terem o inconveniente de serem fontes de emissões de harmónicas para a rede, não cumprindo com os padrões internacionais sobre emissões de harmónicas.

Em [Melício10a] é afirmado que os conversores eletrónicos de energia constituídos por dispositivos semicondutores de corte comandado permitem melhorar a eficiência do processo de conversão de energia. Os dispositivos semicondutores mais utilizados nestes conversores são os denominados transístores bipolares com terminal de comando isolado (*Insulated Gate Bipolar Transistor*, IGBT) desempenhando a função de interruptores unidireccionais. Estes conversores permitem cumprir com os padrões internacionais sobre emissões de harmónicas para a rede elétrica.

Em [Sun12] é afirmado que os flancos rápidos de subida e de descida que ocorrem nas mudanças de estado de comutação, condução ou corte, dos IGBTs garantem que os dispositivos semicondutores de energia são ligados ou desligados o mais rápido possível de forma a minimizar o tempo de transição de comutação e as perdas de comutação associados.

Em [Nabae81] é proposto pela primeira vez o inversor multinível na configuração de díodos de ligação ao ponto neutro (*Neutral Point Clamped*, NPC). O inversor multinível na configuração NPC tem um conteúdo harmónico inferior ao do inversor de dois níveis.

Em [Marchesoni88] é estudado o inversor multinível na configuração de

associação em série de inversores de ponte completa com fontes independentes (*Cascaded H-Bridge*, CHB).

Em [Marchesoni93] são apresentadas as várias configurações para os inversores multinível, no entanto o inversor multinível na configuração NPC proposto por [Nabae81] é a configuração mais utilizada.

Em [Barros07, Kouro10] é afirmado que o conversor multinível pode ter diversas configurações. As configurações mais comuns são:

- a configuração de díodos de ligação ao ponto neutro, conhecida por configuração NPC;
- a configuração de condensadores flutuantes (*Flying Capacitor*, FC);
- a configuração de associação em série de inversores de ponte completa com fontes independentes conhecida por configuração CHB.

Em [Choi91, Franquelo08] é generalizado o conversor multinível para a configuração NPC, de forma a aumentar os níveis de tensão de saída, sendo referido como a configuração de díodos de ligação múltipla (*Multiple Point Clamped*, MPC).

Em [Melício10a] é afirmado que os conversores eletrónicos de energia permitem integrar os sistemas de conversão eólica na rede elétrica. A utilização destes conversores permite a operação com turbinas de velocidade variável e incrementar a captação de energia do vento.

Em [Melício10a] é afirmado que nos sistemas de conversão eólica de velocidade variável, a utilização de conversores eletrónicos de energia de corte comandado principiou com o uso do conversor de dois níveis, tendo este uso permanecido até

à atualidade. No entanto existem estudos sobre sistemas eólicos recorrendo ao uso do conversor multinível.

Em [Barros07, Kouro10, Chaves11] são descritas vantagens e desvantagens no uso do conversor multinível, identificado que em relação ao conversor de dois níveis o conversor multinível tem as seguintes vantagens:

- o estágio contínuo pode assumir tensões mais elevadas, visto que, cada dispositivo semiconductor de energia fica sujeito a uma tensão igual à diferença entre os dois níveis adjacentes de tensões;
- a tensão de saída pode apresentar mais de três níveis ou patamares;
- a distorção harmónica da corrente injetada na rede eléctrica é menor;
- as exigências de comutação dos interruptores de energia são menores, reduzindo as perdas de comutação, visto que, a frequência de comutação é inferior;
- a relação sinal-ruído é superior;
- a interferência eletromagnética é reduzida [Portillo06, Antunes 06].

O conversor multinível, por conter um maior número de interruptores de energia e ter uma configuração com mais graus de liberdade, tem as seguintes desvantagens:

- o comando e o controlo são mais complexos;
- a disponibilidade de mais níveis de tensão na etapa contínua torna a configuração mais onerosa;

- o equilíbrio das tensões dos bancos de condensadores utilizados como elementos de armazenamento de energia.

Em [Newton99, Franquelo06] é feito um estado da arte das técnicas de controlo dos inversores multinível.

Em [Holmes03] é afirmado que o número de combinações de níveis de tensão nos conversores multinível trifásicos é dado pelo número de níveis levantado ao cubo, i.e., p^3 .

Em [Sinha00] é feito um estudo sobre a operação de um conversor multinível, nomeadamente de quatro níveis, utilizando as técnicas de modulação mais comuns, de forma a obter o equilíbrio das tensões nos bancos de condensadores.

Em [khomfoi07] é identificado em cada braço do conversor é identificada uma variável binária que associa o nível de tensão com a circulação de correntes em cada banco de condensadores. O nível de tensão é dado pela combinação dos estados de comutação dos IGBTs.

Em [Chaves11] é estudado para o controlo do conversor multinível a utilização de uma estratégia de controlo preditiva na seleção dos vetores de tensão de forma a manter o equilíbrio da tensão nos bancos de condensadores.

Em [Silva00] é descrito o controlo por modo de deslizamento (*Sliding Mode Control*, SMC) aplicado a um inversor multinível. Os resultados experimentais mostram a robustez do controlo, mesmo quando o sistema está sujeito a perturbações na alimentação e desequilíbrios na carga.

Em [Eldery06, Beltran08] é afirmado que a estratégia de controlo não linear por modo de deslizamento é uma abordagem que lida com as incertezas paramétricas e de modelação de um sistema não linear, como é o caso dos sistemas de conversão eólica.

Em [Pinto03] é adequada a estratégia de controlo por SMC é adequada para ser usada em conversores eletrónicos de energia para assegurar que as grandezas que se pretendem controlar, nomeadamente tensões ou correntes sigam as referências.

Em [Pinto 07] é afirmado que os conversores eletrónicos de energia são constituídos por semicondutores de energia de corte comandado, desempenhando a função de interruptores com mudanças de estado, criando assim uma estrutura com uma configuração variável no tempo.

Em [Edwards98, Pinto07] é afirmado que o método de controlo por SMC delimita a evolução dos estados do sistema, i.e., obriga a trajetória dos estados do sistema a convergir para uma dinâmica pretendida, normalmente denominada por superfície de comutação i.e., superfície de deslizamento.

Em [Kazmierkowski02] é afirmado que a modulação por largura de impulso sinusoidal (*Sinusoidal Pulse Width Modulation*, SPWM) baseada na utilização de portadoras triangulares para o controlo do conversor estático trifásico foi proposto por Schönung e Stemmler em 1964.

Em [Labrique91, Barros08] é afirmado que o controlo das correntes ou das tensões nos conversores, pode ser feito usando a modulação por largura de impulso com modulante sinusoidal SPWM, ou usando a modulação PWM por vetores espaciais (*Space Vector Modulation*, SVM).

Em [Labrique91, Kazmierkowski02, Strzelecki03, Melício10a] é afirmado que a modulação por SPWM baseada na utilização de portadoras triangulares e modulantes sinusoidais, é de fácil implementação em circuitos eletrónicos analógicos e digitais, mas nem sempre otimizam as formas de onda sinusoidais para as tensões e as correntes, i.e., não têm uma forma a mais próxima possível de uma sinusóide.

Em [Kazmierkowski02] é afirmado que com a evolução dos microprocessadores a modulação PWM por SVM proposta por Pfaff, Weschta e Wick em 1982 e mais tarde desenvolvida por Broeck, Skudelny e Stanke é utilizada na maioria dos conversores eletrônicos de energia trifásicos.

Em [Liu91, Pinto07, Melício10a] é identificado que a cada combinação dos estados de comutação, condução ou corte, admissíveis para os interruptores de energia, de todos os braços do conversor retificador ou do conversor inversor, corresponde um vetor de tensão, que pode ser representado num diagrama vetorial espacial.

Em [Barros08] é afirmado que a vantagem da modulação PWM por SVM em relação à modulação por SPWM consiste na capacidade de seleção em cada instante do vetor mais adequado para corrigir o erro de corrente, sendo mais fácil conseguir o equilíbrio das tensões nos bancos de condensadores nos conversores multinível.

Em [Pinto03] é afirmado que nas últimas décadas, o rápido desenvolvimento e integração em módulos de interruptores de energia de condução e corte comandados, possibilitou a sua operação a frequências elevadas e, simultaneamente, quedas de tensão de condução relativamente baixas. O controlo em alta frequência, da ordem dos kHz, destes conversores de energia permite obter tensões de saída quase sinusoidais, com amplitude e frequência variáveis com fator de potência regulável.

Em [Hung93, Melício10a] é afirmado que a modulação PWM por SVM associada ao controlo por modo de deslizamento SMC é adequada para sistemas cuja estrutura é variável no tempo, como são os conversores eletrônicos de energia.

Controlador de ordem fracionária

Em [Silva03, Cafagna07, Melício10a] é afirmado que a evolução histórica da teoria do controlo fracionário está ligada à generalização do conceito de derivada de ordem fracionária (DF), i.e., para valores não inteiros de μ , remontando ao início do desenvolvimento do cálculo diferencial. Na correspondência de Leibnitz com Bernoulli e, posteriormente, com L'Hôpital em 1695 e Wallis em 1697, estão alguns apontamentos relativos à derivada de ordem $\mu = 1/2$. No entanto, é devido a Euler em 1738 o primeiro passo, quando analisou o cálculo da DF para a função potência. Neste seguimento, Laplace em 1812, Lacroix em 1820 e Fourier em 1822 sugeriram também algumas ideias relativas ao cálculo de ordem fracionário (CF).

Em [Cafagna07, Melício10a] é referido que o início da teoria relativa ao cálculo da DF, é devido aos trabalhos de Abel e Liouville. Abel em 1823 investigou expressões fora do contexto do cálculo da DF, sendo os resultados de importância considerável para o desenvolvimento da teoria. Por seu lado Liouville entre 1822 e 1837 estudou explicitamente várias questões, nomeadamente a definição e o cálculo da DF para valores complexos de μ , a sua aplicação a equações diferenciais lineares ordinárias, o efeito de uma mudança de variável no cálculo da DF e a definição de uma DF como o limite do quociente $D^\mu h f / h^\mu$ onde $D^\mu h f$ é uma diferença de ordem fracionária.

Em [Cafagna07, Melício10a] é afirmado que Holmgren entre 1865 e 1867, Letnikov em 1868 e Reimann em 1947, também desenvolveram trabalhos relevantes para a teoria do CF. Holmgren considerou, pela primeira vez, a derivação e a integração fracionárias como operações inversas e generalizou a expressão $d^\mu(uv)/dx^\mu$. Letnikov desenvolveu a DF como limite da expressão $\lim d^\mu(uv)/dx^\mu$, demonstrou que as expressões propostas por Liouville e

Reimann estavam de acordo com esta definição e generalizou a teoria do CF para valores complexos.

Em [Silva06, Melício10a] são referidas contribuições, que ampliam o âmbito teórico da CF, nomeadamente as de Hadamard em 1892, Weyl em 1917 e Marchoud em 1927.

Em [Barbosa06, Melício10a] é afirmado que os controladores de ordem fracionária têm uma memória associada, i.e., capturam uma infinidade de pontos de amostragem ou empregam séries infinitas, em contraste dos operadores de ordem inteira não têm uma memória associada, apresentam um carácter puramente local, i.e., não capturam uma infinidade de pontos de amostragem ou empregam séries finitas.

Em [Valério05, Melício10a] é afirmado que o cálculo fracionário é uma ferramenta útil para o controlo. É possível descrever adequadamente sistemas por meio de modelos fracionários, embora seja possível empregar modelos inteiros. No entanto, no caso de sistemas com complexidade significativa poderá resultar vantajoso o controlo fraccionário. Os controladores fracionários alcançam bons desempenhos, tanto para sistemas inteiros como fracionários. Conseguem um grau significativo de robustez.

Em [Podlubny99] é observado que os controladores de ordem fracionária estão baseados na teoria do CF são uma generalização da diferenciação e integração de ordem inteira para uma ordem descrita por números não inteiros.

Em [Petráš02] é afirmado que a aplicação dos controladores fracionários proporciona uma melhoria no controlo de sistemas reais comparativamente aos controladores de ordem inteira, uma vez que estabilizam mais rapidamente e têm oscilações menores.

Em [Suárez03, Melício10a] é utilizado um controlador de ordem fracionária para controlar a direção de um veículo elétrico autónomo. São comparados os resultados do comportamento do controlador fracionário com os do comportamento de um controlador de ordem inteira. O controlador fracionário apresenta melhor desempenho que o controlador de ordem inteira.

Em [Silva03, Melício10a] é afirmado que a utilização da teoria do cálculo fracionário na robótica está ainda em fase embrionária mas os recentes progressos revelam resultados promissores para desenvolvimentos futuros.

Em [Silva06, Melício10a] são utilizados controladores proporcional integral e derivativo de ordem fracionário a um robô cuja locomoção é feita através de seis pernas. Tendo os controladores de ordem fracionária um desempenho aceitável para as diversas condições do solo.

Em [Melício09a] é utilizado um controlador proporcional integral de ordem fracionária para controlar as correntes de referência de um sistema de conversão eólica. São comparados os resultados do comportamento do controlador fracionário com os do comportamento de um controlador proporcional integral de ordem inteira, i.e., clássico. O controlador fracionário apresenta melhor desempenho que o controlador clássico.

Em [Melício10b] é utilizado um controlador proporcional integral de ordem fracionária para controlar a operação do sistema de conversão eólica a velocidade variável.

Qualidade da energia

Em [Barbosa07, Melício10a] é afirmado que as sociedades modernas são cada vez mais dependentes da energia elétrica e hoje as redes elétricas são

extraordinariamente complexas, isto implica que os consumos possam ser satisfeitos com uma elevada continuidade e qualidade de serviço.

Em [Ullah07] é afirmado que com o incremento da incidência de geração eólica na rede elétrica, a estabilidade do sistema é uma preocupação significativa. [Carrasco06] além de que, os operadores da rede devem assegurar aos consumidores que a qualidade da energia fornecida não seja comprometida. Assim, o THD deve ser mantido tão baixo quanto possível, melhorando a qualidade da energia injetada na rede.

Em [Tentzakis07, Melício10a] é afirmado que compreender o comportamento harmónico da energia injetada na rede pelos sistemas eólicos é essencial para analisar o impacto na rede elétrica.

Defeitos internos no sistema eólico

Em [Hahn07] é afirmado que os sistemas eólicos têm níveis de disponibilidade técnica da ordem dos 98%, apesar de terem de enfrentar um grande número de falhas, nomeadamente as falhas no controlo.

Em [Conroy09] é afirmado que as normas para a RE de distribuição nos países europeus exigem que os sistemas eólicos sejam capazes de funcionar nas condições de existir falhas na rede que origine uma diminuição da tensão para valores muito baixos. Assim, em [Ramtharan07b, Kanellos09] têm sido feitos grandes esforços no sentido de desenvolver sistemas eólicos de velocidade variável capazes de suportar a tensão e a frequência e permanecerem ligados à rede durante a ocorrência de uma falha na rede.

Em [Melício09c] é estudado o comportamento dos controladores num sistema de conversão eólica perante uma falha no controlo do conversor eletrónico de

energia.

Em [Melício09a] é estudado o comportamento dos controladores num sistema de conversão eólica perante uma falha no controlo do ângulo das pás.

1.5 Organização do Texto

Ao escrever esta tese houve o propósito de conseguir uma linguagem fácil, agradável e harmoniosa, para que o tema seja entendido pelo leitor com precisão, ordem e propriedade. Este propósito determinou a organização do texto da tese, que para além deste capítulo está dividido nos capítulos:

Capítulo 2, modelação do sistema de conversão eólica offshore.

Capítulo 3, controlo do sistema de conversão eólica offshore.

Capítulo 4, simulação computacional.

Capítulo 5, conclui os trabalhos descritos na tese.

Seguidamente, é apresentada uma descrição mais detalhada do conteúdo de cada capítulo.

No Capítulo 2 é apresentada a modelação do sistema de conversão eólica offshore, em águas abertas, sujeito à ação do vento e à provocada pelo movimento da superfície do mar. O sistema é constituído por: uma estrutura de suporte com plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes;

um gerador síncrono de ímanes permanentes; um conversor eletrónico de energia de comutação forçada, de dois estágios de processamento de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis ou por um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis; e um cabo submarino para a transmissão de energia elétrica, estudada em corrente alternada ou em contínua.

No Capítulo 3 é apresentado o controlo do sistema de conversão eólica offshore, em águas abertas, sujeito à ação do vento e à provocada pelo movimento da superfície do mar.. O controlo do sistema de conversão eólica offshore no que respeita ao conversor eletrónico de energia é realizado utilizando o modo de deslizamento associado com a modulação por largura de impulso, PWM, por vetores espaciais. O controlo do sistema de conversão eólica offshore no que respeita aos valores de referência é realizado utilizando controladores de ordem inteira, i.e., clássicos ou de ordem fracionária.

No Capítulo 4, recorrendo a simulações computacionais, são apresentados os resultados numéricos obtidos e conclusões sobre o desempenho do sistema de conversão eólica offshore em águas abertas. As simulações computacionais consideram a ação do vento sem e com perturbações e a ação provocada pelo movimento da superfície do mar. A energia elétrica guiada do sistema de conversão eólica offshore para a rede elétrica é estudada considerando a transmissão quer em CA, quer em CC, sendo em ambas as transmissões o nível de tensão de 5 kV ou de 6 kV.

No Capítulo 5 são apresentadas as contribuições originais desta tese sobre o tema da modelação e simulação da conversão eólica offshore ligada à rede elétrica. Ainda, são indicadas as publicações científicas que resultaram no contexto de divulgação à comunidade científica do trabalho de investigação que decorreu

durante os trabalhos realizados para esta tese. Por fim, são indicadas linhas de investigação para futuros desenvolvimentos.

1.6 Notação

Em cada um dos capítulos desta tese é utilizada a notação mais usual na literatura especializada, harmonizando, sempre que possível, aspetos comuns a todos os capítulos. Contudo, quando necessário, em cada um dos capítulos é utilizada uma notação apropriada. As expressões matemáticas, figuras e tabelas são identificadas com referência ao capítulo em que são apresentadas e são numeradas de forma sequencial no capítulo respetivo, sendo a numeração reiniciada quando se transita para o capítulo seguinte. A identificação de expressões matemáticas é efetuada através de parênteses curvos () e a identificação de referências bibliográficas é efetuada através de parênteses retos [].

Esta tese está escrita em conformidade com o acordo ortográfico português de 29 de julho de 2008.

CAPÍTULO

2

Modelação do Sistema de Conversão Eólica Offshore

Neste capítulo é apresentada a modelação do sistema de conversão eólica offshore, em águas abertas, sujeito à ação do vento e à provocada pelo movimento da superfície do mar. O sistema é constituído por: uma estrutura de suporte com plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes; um gerador síncrono de ímanes permanentes; um conversor eletrónico de energia de comutação forçada, de dois estágios de processamento de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis ou por um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis; e um cabo submarino para a transmissão de energia elétrica, estudada em corrente alternada ou em contínua.

2.1 Introdução

Os sistemas de conversão eólica instalados fora da linha de costa, em águas abertas, são chamados sistemas de conversão eólica offshore. O SCEO em estudo assenta sobre uma estrutura de suporte com plataforma flutuante semissubmersível. Os cabos de aço suspensos da plataforma flutuante semissubmersível fazem a ligação da plataforma flutuante a estruturas fabricadas em betão que por sua vez estão fundeadas no leito marinho. A plataforma flutuante submersível e os cabos devem suportar os esforços devidos à influência da energia do movimento da superfície do mar e da variação da velocidade e direção do vento com perturbações [Gou12, Melício14].

Os componentes mecânicos, elétricos e de controlo das TEH nos SCEO, estão encerrados num invólucro dito de cabine ou *nacelle*. A *nacelle* assenta no cimo da torre por intermédio duma placa rotativa que permite orientar o eixo da turbina segundo a direção do vento, desviando este eixo convenientemente, *yaw*. A torre neste SCEO permite colocar o eixo da turbina a uma altura suficiente e é predominantemente fabricada com chapa de aço calandrado. A torre é em geral constituída por vários troços ligados entre si por juntas aparafusadas de modo a obter uma forma cónica de diâmetro decrescente com a altura [Melício14]. A altura da torre é situada dentro da camada limite atmosférica: em geral, dentro desta camada a velocidade do vento, i.e., escoamento aumenta com a altitude [Harrison00, Melício14]. A influência da energia do movimento da superfície do mar na plataforma flutuante semissubmersível deve ser objeto de investigação com o objetivo de se concluir do interesse sobre a sua consideração como uma ação relevante para a determinação do desempenho quer no que respeita às grandezas elétricas, quer no que respeita às grandezas mecânicas. O perfil de

velocidade do vento na camada limite atmosférica [Melício14] é representado na Figura 2.1.

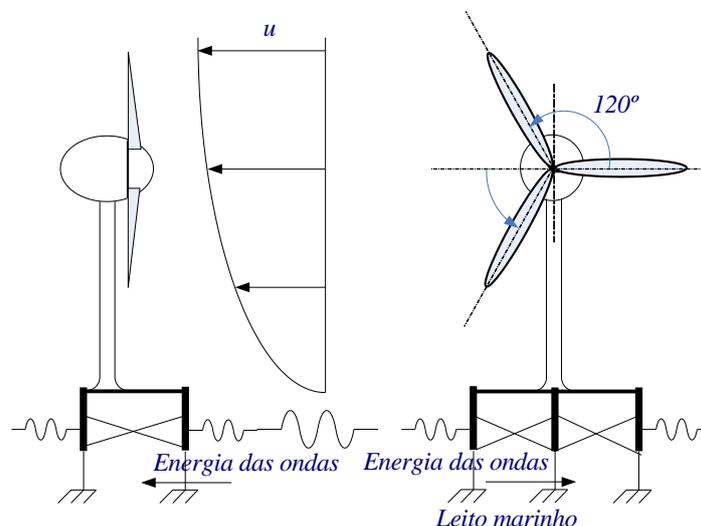


Figura 2.1 – Perfil da velocidade do vento.

O SCEO existente em Portugal localizado a 5 km da costa ao largo da Aguçadoura, Póvoa de Varzim é constituído por uma turbina eólica de velocidade variável com um valor de potência de 2 MW. Uma ilustração fotográfica do SCEO é apresentada na Figura 2.2.



Figura 2.2 –SCEO em Portugal (Fonte: <http://www.http://windfloatpacific.com/>).

O impacto da energia associada com o movimento da superfície do mar ao nível dos esforços mecânicos que o SCEO em águas abertas fica submetido não é objeto de investigação desta tese, mas sim a ação que eventualmente afeta o processo de conversão de energia, visto que, convém durante a fase de projeto dos circuitos elétricos ter acesso ao impacto desta ação. Os esforços mecânicos a que o SCEO fica sujeito atuam nomeadamente sobre as pás, o veio, a *nacelle*, a torre e a plataforma flutuante semissubmersível [Melício14].

A influência da energia associada com o movimento da superfície do mar e as variações da velocidade do vento com perturbações implicam flutuações de binário mecânico, o que por sua vez necessita de ser investigado de forma a determinar o impacto sobre a injeção de conteúdo harmónico na energia injetada na RE.

A energia devida ao movimento da superfície do mar tem origem indireta na energia solar, que é a responsável pelas correntes de convecção na atmosfera, i.e., o vento, que por sua vez ao soprar na superfície livre do mar ocasiona depressões que originam movimento da superfície do mar. O movimento da superfície do mar transporta a energia extraída ao vento com poucas perdas. A observação do comportamento da superfície do mar denota a sua irregularidade, tanto espacial como temporal, sendo formado por ondas de diferentes amplitudes, comprimentos e períodos. O movimento da superfície do mar é transmitido para fora da zona onde tem origem, adquirindo uma distribuição espacial dita de ondulação. Este movimento da superfície do mar dito de ondulação é caracterizado por períodos elevados, quantificados superiores a 10 segundos, e comprimentos de onda superiores a 30 vezes a sua altura. O movimento da superfície do mar quando é originado por ventos locais é dito de vagas de vento, tendo caracteristicamente períodos e comprimentos inferiores ao anterior movimento dito de ondulação [Pereira08].

O movimento da superfície do mar não pode ser descrito por uma só função sinusoidal, sendo representado por um desenvolvimento em série de fourier até uma ordem conveniente, i.e., a sobreposição de sinusóides puras com diferentes frequências e fases [Pereira08].

O modelo do movimento da superfície do mar utilizado nesta tese segue os trabalhos [Eikeland08, Pereira08] e é um dos mais convenientes para as simulações em estudo nesta tese. Este modelo é descrito pela modelação do movimento da superfície do mar dada por:

$$\eta(x, y, t) = \sum_{o=1}^n \eta_a(o) \cos[\Theta(o)t + \varepsilon(o) - \phi(o) (x \cos(\psi(o)) + y \sin(\psi(o)))] \quad (2.1)$$

sendo $\eta(x, y, t)$ a elevação da superfície do mar na posição (x, y) em função do tempo t ; o a ordem da harmónica; η_a a amplitude da harmónica o ; Θ a frequência da harmónica o ; ε a fase da harmónica o ; ϕ a amplitude do vetor de onda associado com a harmónica o ; ψ o ângulo associado com a direcção da onda para a harmónica o . Por não ser do âmbito desta tese não se apresenta a teoria sobre a qual se fundamenta a expressão utilizada para descrever a modelação do movimento da superfície do mar.

Na década de noventa do século passado, o progresso dos SCEO usando plataforma flutuante semissubmersível ficou associado com a atividade de investigação para aplicações na indústria petrolífera, tendo beneficiado dos progressos realizados nessa investigação [Lozano11].

A torre que suporta a turbina deveria ser suficientemente alta para que o escoamento disponível consistisse num tubo de fluxo uniforme sobre as pás. Ao contrário do que normalmente se verifica e se representa do lado esquerdo da Figura 2.1. No entanto, esta altura poderá ter como consequência um elevado

preço da torre, visto que, para que haja suficiente resistência mecânica poderá acarretar um uso excessivo de material que não compense em termos de investimento económico. Assim, a determinação da altura a adoptar para a torre resulta de um compromisso entre a pretensão de obter um perfil de velocidades do escoamento disponível o mais uniforme possível no tubo de corrente de escoamento e o custo admissível associado com a altura da torre. A zona normalmente utilizada para os SCEO é a que se estende até à altura de 100 m. Nesta zona a velocidade do vento segue o perfil representado pela lei logarítmica de Prandtl [Harrison00, Melício10a] dada por:

$$u(z) = u(z_R) \frac{\ln\left(\frac{z}{z_0}\right)}{\ln\left(\frac{z_R}{z_0}\right)} \quad (2.2)$$

sendo $u(z)$ a velocidade média do vento à altura z , z_R a altura de referência e z_0 o comprimento característico da irregularidade da superfície do mar.

Na literatura especializada a configuração da turbina mais comum é designada por *upwind* [Spoonner96]. Nesta configuração, as três pás estão situadas a montante da torre e posicionadas de forma equilibrada num plano perpendicular ao rotor, formando ângulos de 120°, funcionando para velocidades do vento u compreendidas entre os valores de arranque, *cut-in*, da ordem dos 2.5 m/s e de paragem, *cut-out*, da ordem dos 25 m/s. O SCEO com turbina eólica na configuração mais comum é representado na Figura 2.3.



Figura 2.3 – Configuração da turbina eólica mais comum.

(Fonte: <http://www.http://popularmechanics.co.za/science/depth-chargers//>).

Na configuração *upwind*, o vento que atravessa a área do rotor não é perturbado pela torre, o que já não sucede com a opção *downwind*, em que as pás estão situadas a jusante da torre, pelo que neste caso o vento incidente é perturbado pela torre antes de atravessar a área do rotor da turbina [Amenedo03, Melício14].

O SCEO em estudo usa a configuração da turbina mais comum sendo constituído por: uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável, um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica será descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia de comutação forçada de

dois estágios de processamento de energia, sendo descrito respetivamente pela consideração de modelos de um conversor de dois níveis ou de um conversor multinível na configuração MPC de três níveis, de quatro níveis, de cinco níveis ou de p níveis; um cabo submarino.

A energia elétrica guiada do SCEO para a rede elétrica é estudada considerando a transmissão quer em CA, quer em CC. O cabo submarino tripolar CA faz a ligação entre o SCEO e a subestação i.e., transfere a energia elétrica resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina desde o SCEO, em águas abertas, para uma subestação ligada à RE na plataforma continental. O cabo submarino bipolar CC faz a ligação entre os dois estágios de processamento de energia do conversor, i.e., transfere a energia elétrica resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina desde o SCEO, em águas abertas, para uma subestação ligada à rede elétrica na plataforma continental.

Neste SCEO a configuração é tal que não há necessidade de usar uma caixa de velocidades ou conversor de binário entre a turbina e o GSIP como órgão mecânico de transmissão. Portanto, o cubo do rotor da turbina e o gerador estão diretamente ligados entre si através do veio nesta configuração, conforme se representa na Figura 2.4.

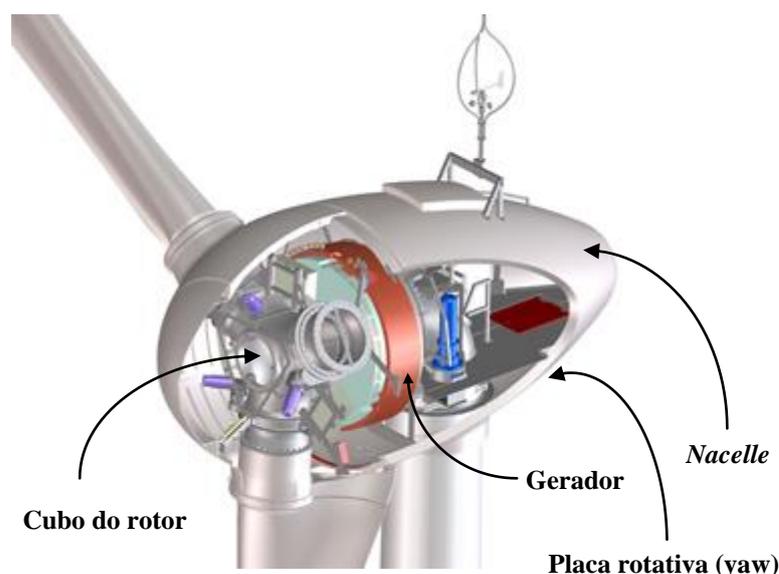


Figura 2.4 – Configuração da *nacelle* do SCEO sem caixa de velocidades.

(Fonte: <http://www.enercon.de>)

O progresso dos sistemas de conversão eólica, usando TEH beneficiou no que respeita ao perfil das pás, dos estudos que foram realizados anteriormente com a atividade de investigação para aplicações em aeronáutica.

2.2 Pás da Turbina

O progresso de investigação no projeto das hélices para a propulsão de aviões beneficiou o progresso no estudo das pás das TEH. Na modelação da pá é utilizada a teoria do disco atuante. A teoria do disco atuante teve a sua origem no estudo das hélices propulsoras marítimas e aeronáuticas, tendo contribuições associadas com os trabalhos de Rankine em 1865 e de Froude em 1889. Esta teoria consiste em modelar as pás do rotor por um disco sem espessura, através do qual as variáveis que caracterizam o escoamento, pressão e velocidade, variam

de modo descontínuo [Kuik04]. A teoria do disco atuante ignora as variações circunferenciais no escoamento e supõe que o número de pás é teoricamente infinito, cada uma delas produzindo uma contribuição elementar para a força propulsora [Brederode97, Melício14]. No estudo da pá, a turbina interfere no escoamento introduzindo um atraso, ou efeito de retardamento. A teoria do disco atuante considera a existência de uma variação finita entre as velocidades do vento a montante e a jusante de um rotor, i.e., do disco [Brederode97].

Esta teoria admite que o vento é um fluido perfeito e incompressível, i.e., despreza os efeitos da viscosidade. No caso do vento, o escoamento é considerado incompressível se as variações de pressão forem suficientemente pequenas para não produzirem variações da massa específica do ar, ρ , que sejam importantes para revelar comportamentos a serem considerados no estudo que se deseja [Brederode97, Sørensen01, Kuik04].

Por não ser do âmbito desta tese não se apresentam a teoria para suporte das expressões utilizadas para descrever no âmbito da aerodinâmica a modelação da pá da turbina. A potência mecânica P_t captada ao escoamento pelo disco atuador é dada por:

$$P_t = 2 \rho A v_{np}^3 a (1 - a)^2 \quad (2.3)$$

sendo A a secção transversal do tubo de corrente de escoamento, v_{np} a velocidade do escoamento não perturbado a montante do disco atuador e a o fator de indução axial. Um fator de indução axial $a < 1$ representa a desaceleração da massa de ar que atravessa a área A do disco atuador, i.e., é um indicador da captação realizada pela turbina sobre o escoamento. No escoamento a potência disponível P_{disp} é dada por:

$$P_{disp} = \frac{1}{2} \rho A v_{np}^3 \quad (2.4)$$

A eficiência da extração da energia do escoamento por uma turbina eólica é geralmente expressa recorrendo a outro parâmetro auxiliar denominado por coeficiente de potência, sendo este coeficiente de potência definido pela razão entre a potência mecânica captada do escoamento pelas pás P_t e a potência disponível no escoamento P_{disp} . O coeficiente de potência c_p em função do fator de indução axial considerando (2.2) e (2.3) é dado por:

$$c_p = \frac{P_t}{P_{disp}} = 4a(1-a)^2 \quad (2.5)$$

O fator de indução axial crítico e o valor máximo do c_p são respetivamente dados por:

$$a = \frac{1}{3} \Rightarrow c_{p_{\max}} = \frac{16}{27} = 0.593 \quad (2.6)$$

Este valor máximo de $c_{p_{\max}}$ foi obtido por Albert Betz na década dos anos 20 do século passado e é conhecido como *limite de Betz* [Betz20], ou atendendo a que outros investigadores obtiveram o mesmo resultado conhecido como *limite Lanchester-Betz-Joukowski* [van Kuik07]. Este limite é o valor máximo teórico da razão entre a potência mecânica associada com a energia extraída e a potência associada com energia disponível. Pelo que, não é de esperar que possa ser atingido nos sistemas de conversão eólica.

A interação entre a velocidade do rotor e a do escoamento é feita recorrendo a um parâmetro auxiliar denominado por coeficiente de velocidade periférica do rotor (*Tip Speed Ratio*, TSR) [Brederode97]. O TSR é normalmente indicado por

λ é definido pela razão entre a velocidade num ponto de raio r da envergadura da pá e a velocidade do vento nesse ponto, i.e., dado por:

$$\lambda = \frac{\omega_t r}{u_r} \quad (2.7)$$

sendo ω_t a velocidade angular num ponto de raio r da envergadura da pá da turbina e u_r a velocidade do vento no ponto de raio r da envergadura da pá. No caso do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita respetivamente, por uma ou duas massas girantes, esta velocidade é igual em qualquer ponto da envergadura da pá, caso contrário a flexibilidade da pá origina diferença no valor desta velocidade.

A potência fornecida pelas turbinas eólicas em condições normais deve ser limitada para valores que não ultrapassem a potência nominal do gerador. Pelo que, é necessário que o controlo de potência exerça uma ação conveniente para a limitação da captação de energia. O controlo de potência permite que o gerador funcione à potência nominal para todas as velocidades do vento superiores à velocidade para a qual o sistema de conversão eólica atinge a potência nominal, sendo conseguido mediante a variação do coeficiente de potência, utilizando meios passivos ou meios ativos [Melício09b]. O controlo de potência nas turbinas que utilizam meios passivos é conseguido mediante a utilização de pás construídas com materiais elásticos e projetadas de forma que entrem em perda aerodinâmica, i.e., *stall*, a partir de determinado valor da velocidade do vento, sem necessidade de variação do ângulo passo, i.e., a geometria da pá é projetada de modo a que no momento em que a velocidade do vento se torne muito elevada seja induzida uma turbulência que provoque a sua entrada em perda [Manwell03, Melício14]. Quando a pá entra em perda a componente de sustentação diminui, ao mesmo tempo que a componente de arrastamento aumenta, chegando mesmo a ser a componente dominante. Assim, sem sustentação o rotor deixa de acelerar.

O coeficiente de potência $c_p = f(\lambda)$ nestas pás é dado por uma função não linear de λ [Lubosny03, Sloodweg03b].

O controlo de potência nas turbinas que utilizam meios ativos é conseguido variando o ângulo do passo da pá, i.e., ângulo de *pitch*. Nestas turbinas as pás são projetadas e construídas de uma forma que não estão encastradas no cubo do rotor com um ângulo de passo fixo. No controlo de potência por *pitch* as pás rodam em torno do eixo longitudinal ajustando o ângulo do passo, aumentando ou diminuindo a sustentação ou o arrastamento de forma a variar o coeficiente de potência. O controlo de potência por *pitch* é mais complicado na medida em que utiliza um controlador de velocidade e envolve as dinâmicas quer elétricas quer das partes móveis mecânicas localizadas no rotor da turbina [Sloodweg03b, Conroy07, Melício14].

A vantagem do controlo de potência por *pitch* é a precisão com que regula a entrega da energia captada ao vento para o veio, nas situações em que as rajadas de vento possam provocar a elevação da potência para valores que ultrapassem a potência nominal do gerador [Melício14]. Outra vantagem, considerando a envergadura significativa das pás, é a minimização do efeito de deflexão axial *flap* e dos movimentos de atraso e avanço *lead-lag* para as pás menos aeroelásticas utilizadas nas turbinas com controlo por *pitch*. Ainda, o desenho aeroelástico da estrutura das pás com controlo por *pitch* é menos complicado relativamente às pás aeroelásticas utilizadas nas turbinas com controlo por *stall*.

O coeficiente de potência $c_p = f(\lambda, \zeta)$ da turbina com controlo por *pitch* é dado por uma função não linear de λ e do ângulo de passo da pá ζ [Lubosny03, Sloodweg03b]. Para a determinação do coeficiente de potência é usada a teoria do elemento de pá e o conhecimento da geometria dos perfis da pá. É um procedimento exigente que normalmente obriga a recorrer a aproximações numéricas e ao recurso de resultados provenientes de conhecimentos empíricos.

Nestas aproximações numéricas a indicação dos perfis não é explicitada no formalismo final.

Um exemplo de coeficiente de potência dado por uma função não linear de λ e do ângulo de passo da pá ζ para uma turbina com controlo de potência por *pitch* é apresentado em [Slootweg03a, Slootweg03b], sendo dado por:

$$c_p(\lambda, \zeta) = 0.73 \left(\frac{151}{\lambda_i} - 0.58\zeta - 0.002\zeta^{2.14} - 13.2 \right) e^{\frac{-18.4}{\lambda_i}} \quad (2.8)$$

em que λ_i é dado por:

$$\lambda_i = \frac{1}{\frac{1}{(\lambda - 0.02\zeta)} - \frac{0.003}{(\zeta^3 + 1)}} \quad (2.9)$$

As expressões (2.8) e (2.9) foram as escolhidas para modelar o comportamento do coeficiente de potência da turbina eólica offshore com controlo de potência por *pitch* em estudo nesta tese.

O máximo do coeficiente de potência das expressões (2.8) e (2.9), $c_{p_{\max}}$, para uma turbina com controlo de potência por *pitch* é determinado pela resolução do problema de programação matemática dado por:

$$c_{p_{\max}}(\lambda_{opt}(0), 0) = \max_{\lambda} 110.23 \left(\frac{1}{\lambda} - 0.090417 \right) e^{-18.4 (1/\lambda - 0.003)}$$

sujeito a

$$\lambda \geq 0 \quad (2.10)$$

cuja solução é dada por:

$$c_{p_{\max}}(\lambda_{opt}(0), 0) = 0.4412 \quad (2.11)$$

$$\lambda_{opt}(0) = 7.057 \quad (2.12)$$

sendo λ_{opt} o coeficiente de velocidade periférica ótimo.

O coeficiente de potência em função do λ e em função do ângulo do passo da pá $c_p = f(\lambda, \zeta)$ [Melício10a] é representado na Figura 2.5.

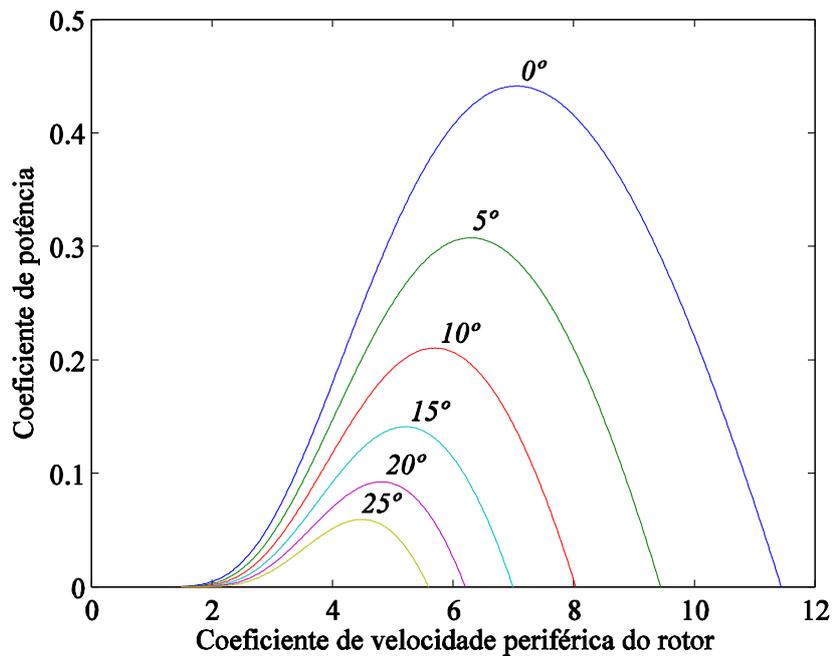


Figura 2.5 – Coeficiente de potência em função do λ e do ζ .

O coeficiente de potência para um mesmo valor de λ decresce com o ângulo do passo da pá da turbina com controlo de potência por *pitch*. Este decréscimo permite controlar a energia captada pela turbina ao vento, i.e., permite evitar uma energia cinética existente no vento que conduziria a ultrapassar a potência nominal do gerador. Os valores máximos do coeficiente de potência, do λ e do λ_i para cada ângulo de passo da pá estão indicados na Tabela 2.1 [Melício14].

Tabela 2.1 – Valores de c_p , λ e de λ_i em função do ζ .

ζ [°]	0	5	10	20	30	40	50	55
$c_{p_{\max}}$	0.4412	0.3075	0.2104	0.0925	0.0372	0.0136	0.0045	0.0025
λ	7.057	6.3	5.7	4.8	4.225	3.825	3.55	3.475
λ_i	7.0458	6.2009	5.5001	4.4	3.625	3.025	2.55	2.375

A energia disponível no vento que pode ser captada pelas pás da turbina é determinada com base na energia cinética da massa de ar no tubo de corrente de escoamento, com secção definida pela área do círculo determinado pelo movimento das pás da turbina. Assim, a potência mecânica da turbina sujeita a um vento sem perturbações P_{tt} , considerando (2.4) é dada por:

$$P_{tt} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 u_0^3 c_p(\lambda, \zeta) \quad (2.13)$$

sendo u_0 o valor médio da velocidade do vento sem perturbações, R o raio do tubo de corrente de escoamento determinado pela envergadura da pá.

O binário mecânico da turbina sujeita a um vento sem perturbações T_{tt} , no caso do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita respetivamente, por uma ou duas massas girantes, considerando (2.13) é dado por:

$$T_{tt} = \frac{1}{2} \frac{\rho \pi R^5 \omega_t^2}{\lambda^3} c_p(\lambda, \zeta) \quad (2.14)$$

O sistema de transmissão de energia mecânica, desenvolvido na secção 2.3, cuja dinâmica é descrita por três massas girantes considera que as pás estão divididas em dois setores, o setor flexível e o setor rígido. O raio do tubo de corrente de escoamento determinado pela envergadura da pá R é de 45 m. É assumido um

raio r de 2.5 m para o setor rígido das pás [Buckney13], como é representado na Figura 2.6.

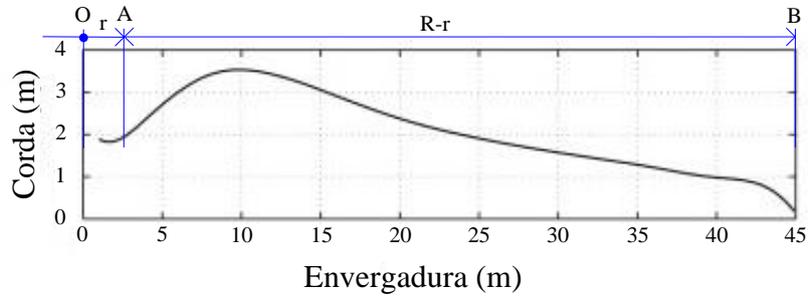


Figura 2.6 – Raio da pá r e R .

O coeficiente de velocidade periférica do rotor considerando a envergadura da pá R é dado por:

$$\lambda_R = \frac{\omega_b R}{u} \quad (2.15)$$

O coeficiente de velocidade periférica local do rotor considerando um ponto de raio r da envergadura da pá é dado por:

$$\lambda_r = \frac{\omega_h r}{u_r} \quad (2.16)$$

A relação entre os coeficientes de velocidade periférica, considerando os respetivos setores flexível e rígido da pá é dado por:

$$\frac{\lambda_r}{\lambda_R} = \frac{r}{R} \quad \text{com } \omega_b \cong \omega_h \quad (2.17)$$

sendo ω_b a velocidade angular do setor flexível das pás e ω_h a velocidade angular do setor rígido das pás associado ao cubo do rotor.

O binário mecânico no setor flexível das pás da turbina sujeita a um vento sem perturbações T_{bt} , no caso do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes, considerando (2.13) [Melício14] é dado por:

$$T_{bt} = \frac{1}{2} \frac{\rho \pi (R^2 - r^2) \omega_b^2 R^3}{\lambda_R^3} c_p(\lambda, \zeta) \quad (2.18)$$

O binário mecânico no setor rígido das pás da turbina sujeita a um vento sem perturbações T_{rbt} , no caso do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes, considerando (2.13) [Melício14] é dado por:

$$T_{rbt} = \frac{1}{2} \frac{\rho \pi r^5 \omega_h^2}{\lambda_r^3} c_p(\lambda, \zeta) \quad (2.19)$$

O binário mecânico no setor flexível de cada uma das pás da turbina sujeita a um vento sem perturbações T_{ty} , no caso do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes [Melício14] é dado por:

$$T_{ty} = \frac{1}{6} \left[\frac{\rho \pi (R^2 - r^2)^5 \omega_{by}^2 R^3}{\lambda_R^3} \right] c_p(\lambda, \zeta) \quad y \in \{1, 2, 3\} \quad (2.20)$$

sendo y o índice que identifica a pá e ω_{yb} a velocidade angular no setor flexível da pá y da turbina.

O binário mecânico no setor rígido da pá y sujeita a um vento sem perturbações T_{rbyt} , no caso do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes é dado por:

$$T_{rbyt} = \frac{1}{3} \left(\frac{1}{2} \frac{\rho \pi r^5 \omega_{hr}^2}{\lambda_r^3} \right) c_p(\lambda, \zeta) \quad y \in \{1, 2, 3\} \quad (2.21)$$

sendo ω_{hr} a velocidade angular do setor rígido das pás associado ao cubo do rotor.

A velocidade e direção do vento podem variar consideravelmente com o tempo, apresentando um comportamento estocástico. Esta variação na velocidade pode ser descrita no domínio da frequência como uma soma de componentes harmónicas [Xing05]. As frequências mais elevadas, correspondentes a períodos de poucos segundos, estão relacionadas com a turbulência atmosférica [Castro11].

A turbulência atmosférica produz variações na velocidade do vento, sendo particularmente importantes os turbilhões cuja dimensão característica é da ordem de grandeza do comprimento das pás. A turbulência atmosférica é caracterizada pela sua irregularidade e tridimensionalidade, em que as variações de velocidade em torno de um valor médio promovem o transporte de turbilhões em movimento desordenado de uma para outras regiões do espaço. Os turbilhões correspondem às rajadas de vento em escoamento atmosférico [Brederode97]. Uma vez que a turbulência atmosférica é um fenómeno inerente ao escoamento com perturbações, não sendo possível a sua erradicação, então, a solução é considerar a turbulência atmosférica como um elemento determinante no estudo dos sistemas de conversão eólica [Melício10a]. Nesta tese a velocidade do vento u , incluindo a turbulência atmosférica, é determinada como uma variação na velocidade do vento em torno de um valor médio u_0 , usando uma série de frequências compreendidas entre 0.1 Hz e 10 Hz [Akmatov00, Xing05] sendo dada por:

$$u = u_0 \left[1 + \sum_x A_x \sin(\omega_x t) \right] \quad (2.22)$$

sendo x um índice associado com a oscilação mecânica excitada durante a rotação da turbina, A_x a amplitude da oscilação x e ω_x a frequência da oscilação x . A expressão (2.22) é escolhida de entre outras para modelar o comportamento do vento com perturbações, visto que, permite obter resultados adequados sem a complicação que origina a introdução de modelos estocásticos.

O impacto na variação da velocidade e direção do vento com turbulência atmosférica é significativo ao nível dos esforços mecânicos que o sistema de conversão eólica fica submetido afetando o funcionamento, pelo que, é considerada um fator determinante no projeto de sistema de conversão eólica [Falcão06, Melício10a].

Os esforços mecânicos a que o SCEO fica sujeito atuam nomeadamente, sobre as pás, o veio, a *nacelle*, a torre e a plataforma flutuante semissubmersível [Akmatov00, Melício14]. Estes esforços atuando sobre os elementos mecânicos do sistema de conversão eólica originam esforços: centrífugos, gravíticos e giroscópicos sobre a torre, produzindo oscilações mecânicas nomeadamente: nas pás e na torre. Os esforços na torre são devidos não só ao efeito de sombra, mas também à assimetria no alinhamento da turbina em relação ao vento [Akmatov00, Xing05, Melício14, Sintra14]. Os esforços nas pás originam a deflexão axial *flap* e o movimento de avanço e atraso *lead-lag* das pás.

As oscilações mecânicas são modeladas considerando que a potência mecânica no comportamento real apresenta a gama de frequências compreendidas entre 0.1 Hz e 10 Hz. A potência mecânica P_t associada com as oscilações mecânicas do sistema de conversão eólica sujeito a um vento com perturbações é considerada na investigação desenvolvida por [Akmatov00] como uma soma de termos em que o primeiro termo é a potência mecânica da turbina sujeita a um vento sem perturbações, sendo o segundo termo determinado em função do primeiro por uma série determinada pela função distribuição das harmónicas e da

amplitude normalizada das harmónicas. A potência mecânica P_t associada com as oscilações mecânicas do sistema de conversão eólica sujeito a um vento com perturbações é dada por:

$$P_t = P_{tt} [1 + \sum_{x=1}^3 A_x (\sum_{m=1}^2 a_{xm} g_{xm}(t)) h_x(t)] \quad (2.23)$$

em que g_{xm} é dado por:

$$g_{xm} = \sin \left(\int_0^t m \omega_x(t') dt' + \varphi_{xm} \right) \quad (2.24)$$

sendo m um índice da harmónica da perturbação, g_{xm} a função distribuição da harmónica m na oscilação x , a_{xm} a amplitude normalizada de g_{xm} , h_x um fator de modulação da oscilação x e φ_{xm} a fase da harmónica m da perturbação x . A gama de frequências de oscilação está compreendida entre 0.1 Hz e 10 Hz, sendo os valores usados para o cálculo de P_t os indicados na Tabela 2.2 [Akmatov00].

Tabela 2.2 – Oscilações mecânicas excitadas no SCEO.

x	Fonte	A_x	ω_x	h_x	m	a_{xm}	φ_{xm}
1	Assimetria	0.01	ω_x	1	1	4/5	0
					2	1/5	$\pi/2$
2	Sombra da Torre	0.08	$3 \omega_x$	1	1	1/2	0
					2	1/2	$\pi/2$
3	Pás (deflexão axial e movimento de avanço e atraso)	0.15	9π	$1/2 (g_{11} + g_{21})$	1	1	0

As expressões empíricas apresentadas em (2.22) a (2.24) foram obtidas com base no estudo dos espectros de harmónicas da energia injetada na rede pelas turbinas num parque eólico na Dinamarca [Akmatov00]. Estas expressões empíricas foram as escolhidas para modelar o comportamento da potência mecânica da

turbina sujeita a um vento com perturbações, visto que, incluem os diversos esforços que se fazem sentir nos sistemas de conversão eólica.

2.3 Sistema de Transmissão

No SCEO, o sistema de transmissão de energia mecânica é o órgão mecânico que liga o rotor da turbina com o rotor do gerador, i.e., transfere a energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina para o rotor do gerador. O sistema de transmissão de energia mecânica deve ser projetado para suportar os esforços resultantes da variação da velocidade e direção do vento com perturbações e devem suportar também os esforços devidos à influência da energia do movimento da superfície do mar.

A tecnologia dominante nos sistemas de conversão eólica instalados no mundo tem no sistema de transmissão de energia mecânica uma caixa de velocidades como elemento mecânico que permite que a velocidade de rotação do gerador [Melício10a] seja superior à velocidade de rotação da turbina. A caixa de velocidades envolve desvantagens que se traduzem em perdas de energia mecânica devidas a vibrações, atritos, ruídos e aquecimentos, implicando a utilização de fluidos lubrificantes e a necessidade de refrigerar o interior da *nacelle* [SanMartín05].

A construção de sistemas de conversão eólica de grandes valores de potência e de tamanho faz com que a velocidade de rotação da turbina seja cada vez menor, sendo as relações de transmissão na caixa de velocidades cada vez mais desfavoráveis. Por outro lado, a influência da energia do movimento da superfície do mar e as variações na velocidade do vento com perturbações

implicam grandes flutuações do binário mecânico que se transmitem diretamente à caixa de velocidades. Assim sendo, a caixa de velocidades é sobredimensionada chegando a ter o dobro do peso do gerador, i.e., a caixa de velocidades aumenta consideravelmente as dimensões e o preço da *nacelle*, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível devido ao grande peso. A sua eficiência diminui o rendimento do sistema de conversão eólica, o que adicionado à desvantagem do desgaste, dificuldade de fazer manutenção, e o calor que origina, faz com que um sistema de conversão eólica com caixa de velocidades não seja a opção mais adequada [Amenedo03, SanMartín05, Melício14], nomeadamente nos sistemas de conversão eólica instalados fora da linha de costa, em águas abertas, chamados SCEO.

Neste estudo o sistema de transmissão de energia mecânica que liga o cubo do rotor da turbina e o rotor do GSIP não dispõe de uma caixa de velocidades, i.e., a turbina funciona numa configuração diretamente ligada ao gerador representado na Figura 2.7.

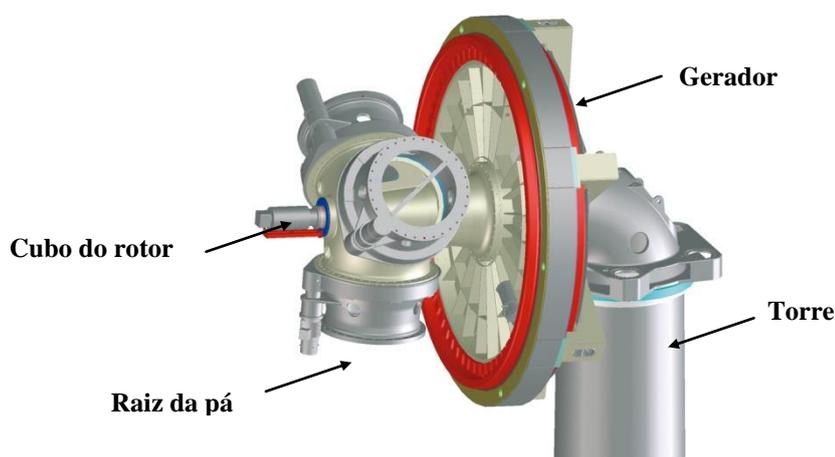


Figura 2.7 – Sistema de transmissão, turbina diretamente ligada ao gerador.

(Fonte:http://www.wwindea.org/technology/ch01/en/1_2_3_2.html)

O rotor dos SCEO pode ser estudado utilizando o método dos elementos finitos. No entanto, este método tem como desvantagem o facto de não ser facilmente implementado nos programas informáticos utilizados no estudo dos sistemas de energia eléctrica [Li07, Salman03, Ramtharan07a, Melício14]. Assim, de forma a evitar a utilização do método dos elementos finitos a dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica é simplificada, representando o cubo do rotor e as pás da turbina como sistemas de torção com concentração em uma massa girante ou o modelo com mais do que uma massa girante, que constitui uma aproximação mais complicada para a representação do cubo do rotor e as pás da turbina, mas justificável para a obtenção de resultados apropriados ao estudo pretendido para o desempenho do sistema. O modelo com duas massas girantes considera uma massa concentrada para descrever a inércia do gerador e outra para descrever o cubo do rotor e as pás da turbina como um sistema rígido, i.e., as pás estão rigidamente encastradas no veio. O modelo com mais do que duas massas girantes, para além da massa associada com a inércia do gerador, considera o comportamento flexível das pás, que resulta do facto da envergadura e flexibilidade das pás eventualmente ser uma influência que deve ser estudada de forma a revelar convenientemente o desempenho do sistema [Melício14].

O modelo com concentração de uma ou de duas massas girantes, dito de simples, é normalmente utilizado para estudos que envolvem comportamentos do rotor funcionando em regime quase estacionário, sendo o caso mais simplificado o do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por uma massa girante. Nesta descrição uma variação da velocidade do vento origina uma variação de velocidade igual quer no veio da turbina quer no do gerador, i.e., a ligação mecânica entre a turbina e o gerador é rígida [Melício14].

O modelo com concentração de mais massas girantes permite caracterizar o comportamento flexível das pás [Melício14]. Este comportamento flexível pode ser descrito por um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é

descrita por três ou mais massas. A envergadura e a flexibilidade das pás têm um impacto importante no estudo do desempenho do SCEO durante uma falha [Salman03]. O setor flexível da pá no sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes incorpora também o comportamento originado pela deflexão axial *flap* e o movimento originado pelo avanço e atraso *lead-lag* da pá.

Neste estudo a dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica é descrita pela consideração de modelos com concentração de massas girantes, respetivamente, por uma, duas, três ou cinco massas e pelo comportamento devido à influência da energia do movimento da superfície do mar e da variação da energia associada com a velocidade do vento. No modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três ou cinco massas girantes são desprezados os movimentos entre o setor rígido das pás, do cubo do rotor, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível, sendo considerado concentrado o movimento de ondulação da plataforma flutuante semissubmersível.

A dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica descrita por uma massa girante que concentra a massa do rotor da turbina e do gerador, i.e., a massa das pás, do cubo do rotor, da torre, da plataforma flutuante semissubmersível e do rotor do gerador [Salman03, Melício14] está representado na Figura 2.8

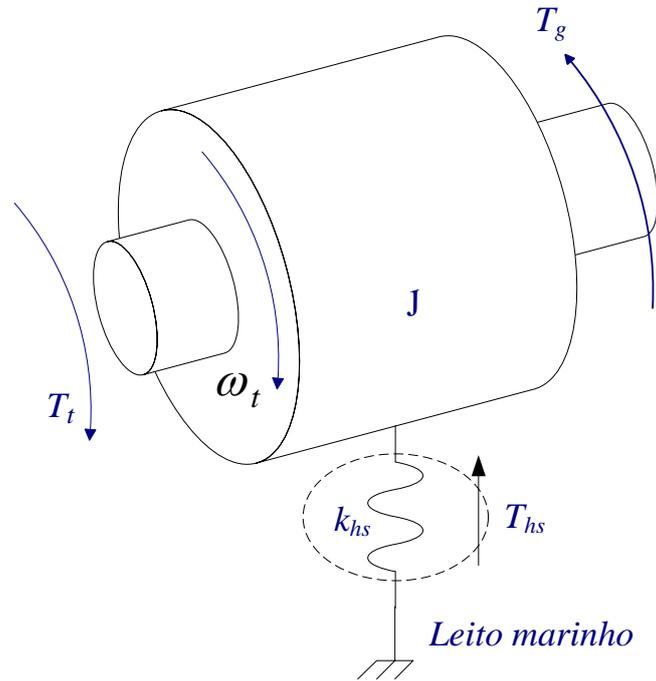


Figura 2.8 – Sistema de transmissão descrito por uma massa girante.

O comportamento elástico da torre e da plataforma flutuante semissubmersível devido à influência da energia do movimento da superfície do mar em águas abertas origina um binário resistente T_{hs} [Melício12] dado por:

$$T_{hs} = k_{hs} \omega_w \quad (2.25)$$

sendo k_{hs} o coeficiente de elasticidade devido ao comportamento elástico da torre e da plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas [Brooke03] e ω_w a frequência do movimento da superfície do mar em águas abertas, sendo obtida pela derivada de (2.1).

A versão da segunda lei de Newton rotacional permite escrever a equação de estado dada por:

$$\frac{d\omega_t}{dt} = \frac{1}{J} (T_t - T_{hs} - T_g) \quad (2.26)$$

sendo, ω_t a velocidade angular da turbina, T_t o binário mecânico da turbina e T_g o binário elétrico.

No sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes a primeira massa representa a massa das pás, do cubo do rotor, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível, cujo momento de inércia é indicado por J_t ; a segunda massa representa a massa do rotor do gerador cujo momento de inércia é indicado por J_g , sendo a ligação entre as duas massas feita através de um acoplamento elástico [Melício14]. O sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes [Melício14] está representado na Figura 2.9.

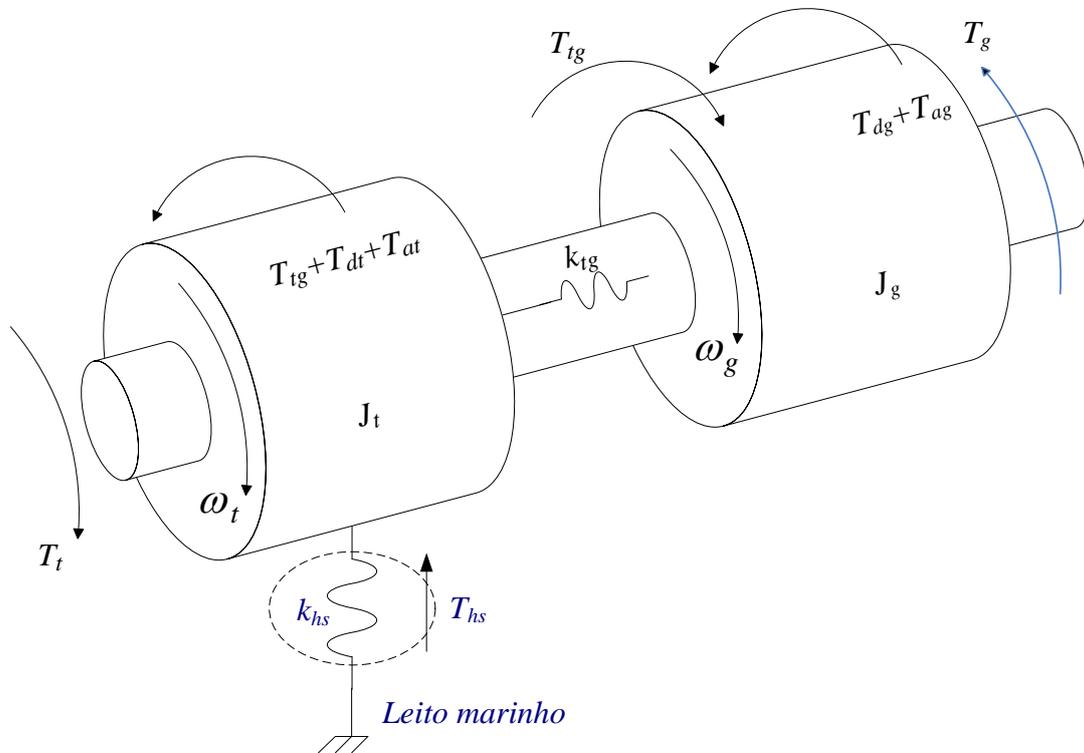


Figura 2.9 – Sistema de transmissão descrito por duas massas girantes.

No sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes o desvio angular do elemento elástico θ é dado por:

$$\theta = \theta_t - \theta_g \quad (2.27)$$

sendo θ_t a posição angular do veio na turbina e θ_g a posição angular do veio no gerador, pelo que, a velocidade angular do elemento elástico ω é dada por:

$$\omega = \omega_t - \omega_g \quad (2.28)$$

sendo ω_g a velocidade angular do gerador.

O atrito viscoso na chumaceira da turbina origina um binário resistente T_{dt} , na medida em que na chumaceira existe fluido lubrificante o escoamento é laminar [Palma99, Melício10a], é aproximadamente proporcional à velocidade angular da turbina, i.e., é dado por:

$$T_{dt} = k_{dt}\omega_t \quad (2.29)$$

sendo k_{dt} o coeficiente de atrito viscoso do rotor da turbina.

O atrito no cubo do rotor e nas pás com o ar está associado com o escoamento, origina um binário resistente T_{at} que é aproximadamente proporcional ao quadrado da velocidade de rotação da turbina [Palma99, Melício10a] dado por:

$$T_{at} = k_{at}\omega_t^2 \quad (2.30)$$

sendo k_{at} o coeficiente de atrito do cubo do rotor e das pás com o ar.

O binário de torção devido ao comportamento elástico do veio T_{tg} é dado por:

$$T_{tg} = k_{tg} \theta \quad (2.31)$$

sendo k_{tg} o coeficiente de elasticidade torcional do veio.

De igual forma ao atrito viscoso do rotor da turbina, o atrito viscoso do rotor do gerador origina um binário resistente T_{dg} dado por:

$$T_{dg} = k_{dg} \omega_g \quad (2.32)$$

Sendo k_{dg} o coeficiente de atrito viscoso do rotor do gerador.

O atrito do rotor do gerador com o ar origina um binário resistente T_{ag} que é de igual modo ao caso da turbina aproximadamente proporcional ao quadrado da velocidade de rotação do gerador [Palma99, Melício10a] dado por:

$$T_{ag} = k_{ag} \omega_g^2 \quad (2.33)$$

sendo k_{ag} o coeficiente de atrito do rotor do gerador com o ar.

A versão da segunda lei de Newton rotacional permite escrever as equações de estado dadas por:

$$\frac{d\omega_t}{dt} = \frac{1}{J_t} (T_t + T_{hs} - T_{dt} - T_{at} - T_{tg}) \quad (2.34)$$

$$\frac{d\omega_g}{dt} = \frac{1}{J_g} (T_{tg} - T_{dg} - T_{ag} - T_g) \quad (2.35)$$

O sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes considera que as pás estão divididas em dois setores: o primeiro setor OA definido desde a raiz das pás até um ponto de raio r da sua envergadura com um comportamento rígido; o segundo setor AB definido desde o ponto de raio r até à extremidade das pás com um comportamento flexível. Os setores rígidos e flexíveis das pás [Melício10a] estão representados na Figura 2.10.

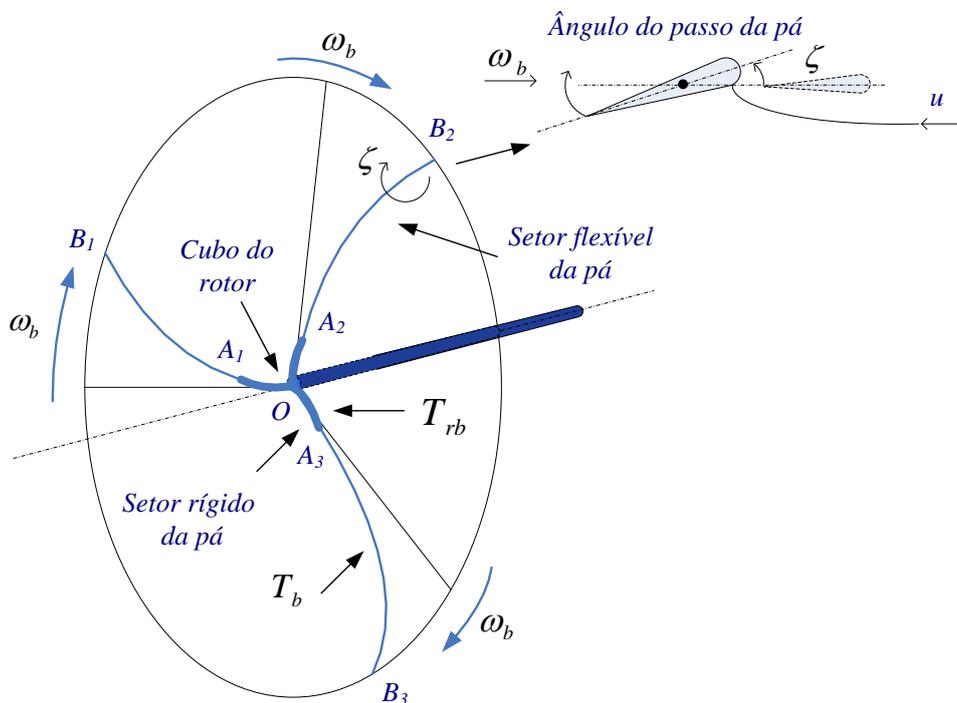


Figura 2.10 – Setores rígido e flexível das pás, três massas.

O setor flexível das pás está constituído pelas secções A1B1, A2B2 e A3B3 e o setor rígido das pás está constituído pelas secções OA1, OA2 e OA3.

No sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes na primeira massa é concentrada a massa do setor flexível das pás cujo momento de inércia é indicado por J_b ; a segunda massa representa a

massa do setor rígido das pás associado ao cubo do rotor, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível, e cujo momento de inércia é indicado por J_h ; a terceira massa representa a massa do rotor do gerador cujo momento de inércia é indicado por J_g , sendo a ligação entre as três massas feita através de acoplamentos elásticos [Ramtharan07a, Melício14]. O sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes [Melício14] está representado na Figura 3.11.

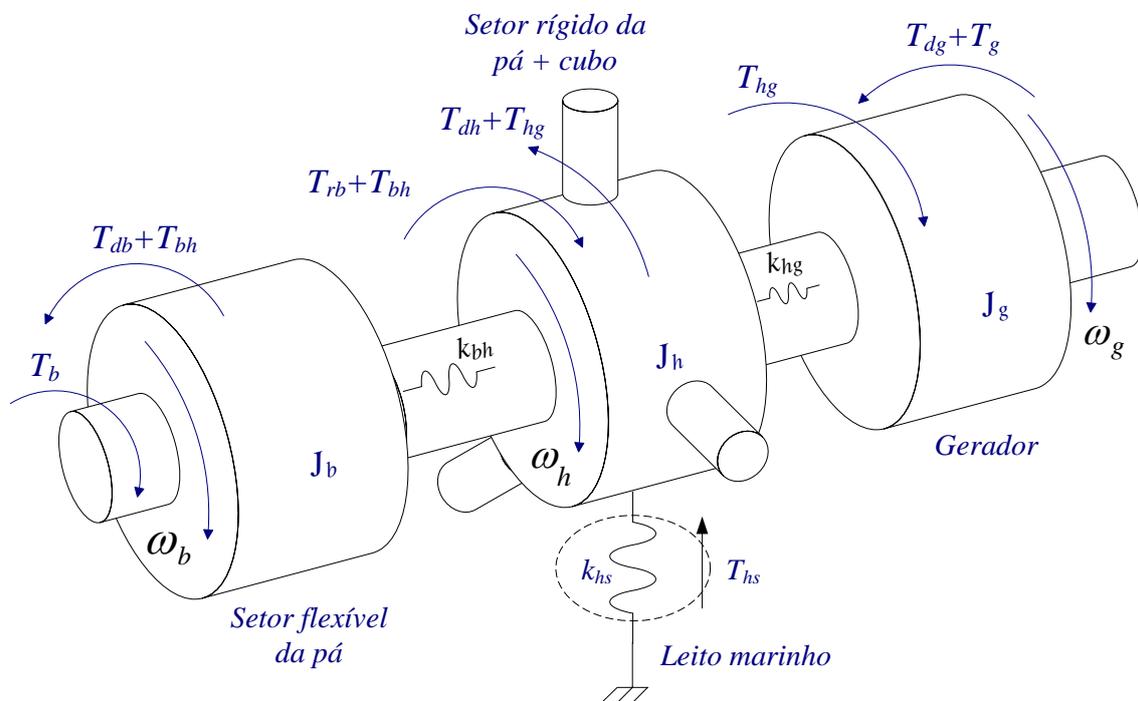


Figura 2.11 – Sistema de transmissão descrito por três massas girantes.

No sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes o desvio angular do elemento elástico entre a primeira massa e a segunda massa θ_{bh} é dado por:

$$\theta_{bh} = \theta_b - \theta_h \quad (2.36)$$

sendo θ_b a posição angular do veio no setor flexível das pás e θ_h a posição angular do veio no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor, pelo que, a velocidade angular do elemento elástico entre a primeira massa e a segunda massa ω_{bh} é dada por:

$$\omega_{bh} = \omega_b - \omega_h \quad (2.37)$$

sendo ω_h a velocidade angular no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor.

O desvio angular do elemento elástico entre a segunda massa e a terceira massa θ_{hg} é dado por:

$$\theta_{hg} = \theta_h - \theta_g \quad (2.38)$$

sendo θ_g a posição angular do veio do gerador, pelo que, a velocidade angular do elemento elástico entre a segunda massa e a terceira massa ω_{hg} é dada por:

$$\omega_{hg} = \omega_h - \omega_g \quad (2.39)$$

O atrito viscoso no setor flexível das pás origina um binário resistente T_{db} [Salman03, Ramtharan07a, Melício14] dado por:

$$T_{db} = k_{db} \omega_b \quad (2.40)$$

sendo k_{db} o coeficiente de atrito viscoso no setor flexível das pás.

O binário de torção devido ao comportamento elástico do veio entre a primeira massa e a segunda massa T_{bh} [Salman03, Ramtharan07a, Melício14] é dado por:

$$T_{bh} = k_{bh} \theta_{bh} \quad (2.41)$$

sendo k_{bh} o coeficiente de elasticidade torcional entre a primeira massa e a segunda massa.

O atrito viscoso no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor origina um binário resistente T_{dh} aproximadamente proporcional à velocidade angular no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor [Salman03, Ramtharan07a, Melício14] dado por:

$$T_{dh} = k_{dh} \omega_h \quad (2.42)$$

sendo k_{dh} o coeficiente de atrito viscoso no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor.

O binário de torção devido ao comportamento elástico do veio entre a segunda massa e a terceira massa T_{hg} [Salman03, Ramtharan07a, Melício14] é dado por:

$$T_{hg} = k_{hg} \theta_{hg} \quad (2.43)$$

sendo k_{hg} o coeficiente de elasticidade torcional entre a segunda massa e a terceira massa.

O atrito viscoso no veio do gerador origina um binário resistente T_{dg} aproximadamente proporcional à velocidade angular no veio do gerador [Salman03, Ramtharan07a, Melício14] dado por:

$$T_{dg} = k_{dg} \omega_g \quad (2.44)$$

sendo k_{dg} o coeficiente de atrito viscoso do rotor do gerador com o ar.

A versão da segunda lei de Newton rotacional permite escrever as equações de estado dadas por:

$$\frac{d\omega_b}{dt} = \frac{1}{J_b} (T_b - T_{db} - T_{bh}) \quad (2.45)$$

$$\frac{d\omega_h}{dt} = \frac{1}{J_h} (T_{bh} + T_{rb} + T_{hs} - T_{dh} - T_{hg}) \quad (2.46)$$

$$\frac{d\omega_g}{dt} = \frac{1}{J_g} (T_{hg} - T_{dg} - T_g) \quad (2.47)$$

O desenvolvimento dos SCEO, requer o conhecimento da dinâmica dos esforços presentes na realidade do sistema, i.e., os esforços exercidos pelo vento sobre cada pá y da turbina e os esforços exercidos pela energia do movimento da superfície do mar sobre a torre e a plataforma flutuante semissubmersível [Melício14]. Assim, de igual forma ao sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes, o sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes considera também que cada pá y está dividida em dois setores [Melício14] representados na Figura 2.12.

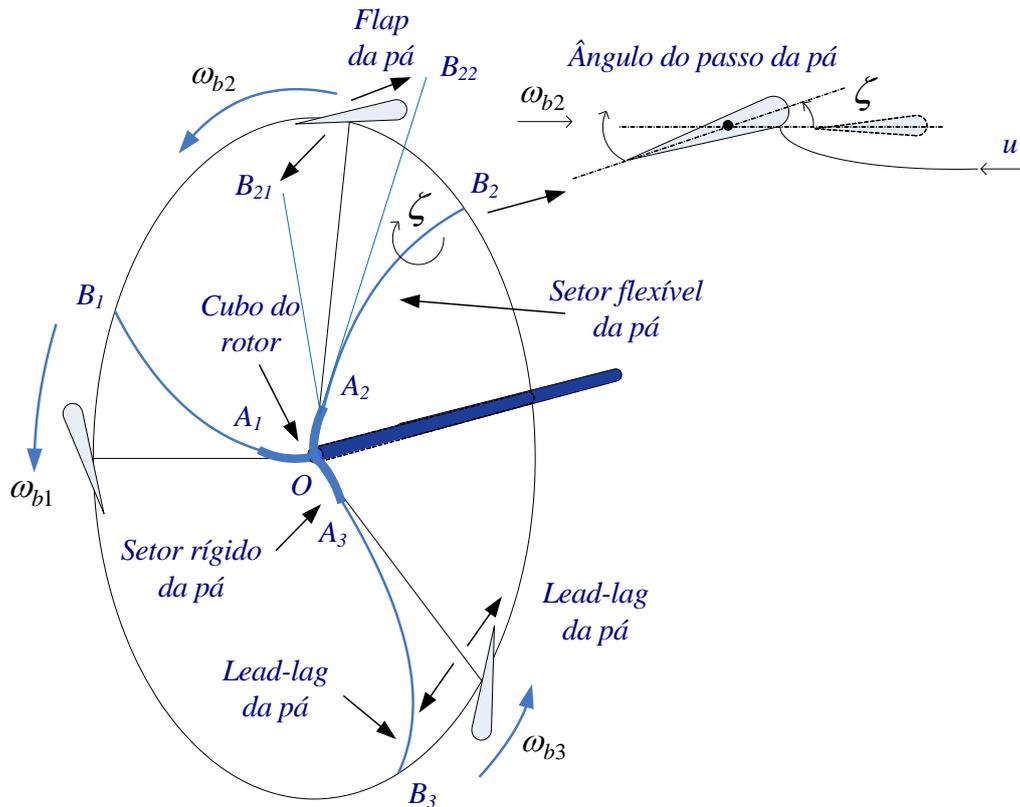


Figura 2.12 – Setores rígido e flexível das pás, cinco massas girantes.

O setor flexível da pá y no sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes incorpora a instabilidade provocada pela deflexão axial *flap* e o movimento de avanço e atraso *lead-lag* da pá [Melício14].

O *flap* representado na segunda pá pela deflexão axial, está constituído pelo deslocamento $B_{21}B_{22}$ e o *lead-lag* das pás está constituído pelas secções A_1B_1 , A_2B_2 e A_3B_3 .

No sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes, na primeira massa é concentrada a massa do setor flexível da primeira pá cujo momento de inércia é indicado por J_{b1} ; a segunda massa representa a massa do setor flexível da segunda pá cujo momento de inércia é

indicado por J_{b2} ; a terceira massa representa a massa do setor flexível da terceira pá cujo momento de inércia é indicado por J_{b3} ; a quarta massa representa a massa do setor rígido das pás associado ao cubo do rotor, da torre e da plataforma flutuante semissubmersível e cujo momento de inércia é indicado por J_h ; a quinta massa representa a massa do rotor do gerador cujo momento de inércia é indicado por J_g , sendo a ligação entre as cinco massas feita através de acoplamentos elásticos [Melício14]. O sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes [Melício14] é representado na Figura 2.13.

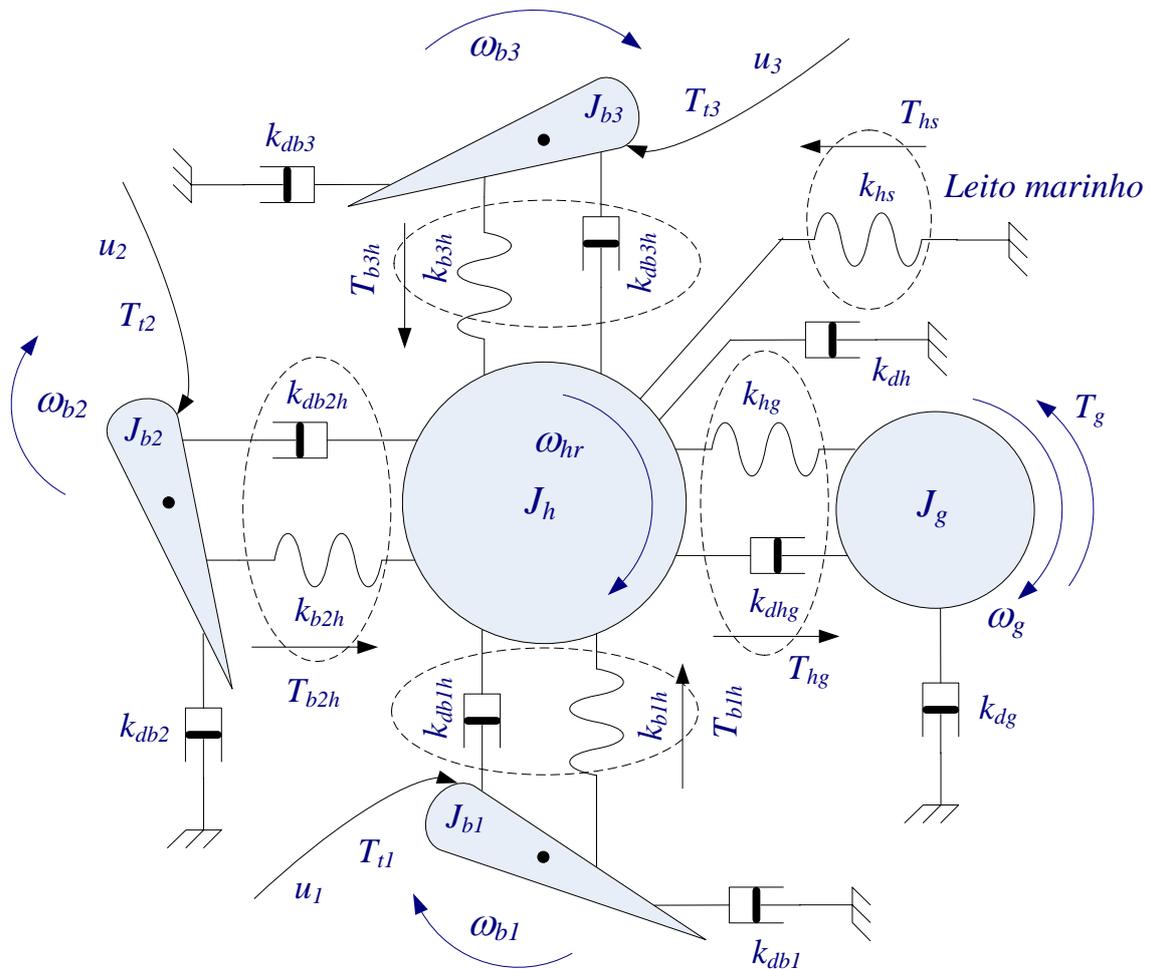


Figura 2.13 – Sistema de transmissão descrito por cinco massas girantes.

No sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes o desvio angular do elemento elástico entre o setor flexível da pá y e o setor rígido das pás associado ao cubo do rotor θ_y é dado por:

$$\theta_y = \theta_{by} - \theta_{hr} \quad j \in \{1, 2, 3\} \quad (2.48)$$

sendo y o índice que identifica as pás, θ_{by} a posição angular do veio no setor flexível da pá y e θ_{hr} a posição angular do veio no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor, pelo que, a velocidade angular do elemento elástico entre a massa da pá y e a massa do setor rígido das pás associado ao cubo do rotor ω_y é dada por:

$$\omega_y = \omega_{by} - \omega_{hr} \quad j \in \{1, 2, 3\} \quad (2.49)$$

sendo ω_{by} a velocidade angular do setor flexível da pá y , ω_{hr} a velocidade angular do setor rígido das pás associado ao cubo do rotor.

A deflexão axial *flap* do setor flexível da pá y origina um binário resistente T_{dby} que é proporcional à velocidade angular ω_{by} da pá y dado por:

$$T_{dby} = k_{dby} \omega_{by} \quad y \in \{1, 2, 3\} \quad (2.50)$$

sendo k_{dby} o coeficiente derivado da deflexão axial do setor flexível da pá y .

O movimento de avanço e atraso *lead-lag* da pá y origina um binário de torção T_{byh} no setor flexível da pá y dado por:

$$T_{byh} = k_{byh} \theta_y + k_{dbyh} \omega_y \quad y \in \{1, 2, 3\} \quad (2.51)$$

sendo k_{byh} o coeficiente de elasticidade e k_{dbyh} o coeficiente de amortecimento no setor flexível da pá y , derivado do movimento de avanço e atraso *lead-lag*.

O atrito viscoso no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor origina um binário resistente T_{dh} aproximadamente proporcional à velocidade angular no cubo do rotor e no setor rígido das pás, dado por:

$$T_{dh} = k_{dh} \omega_{hr} \quad (2.52)$$

sendo k_{dh} o coeficiente de atrito viscoso no setor rígido das pás associado ao cubo do rotor.

O binário de torção devido ao comportamento elástico do veio entre a quarta massa e a quinta massa T_{hg} é dado por:

$$T_{hg} = k_{hg} \theta_{hg} + k_{dhg} \omega_{hg} \quad (2.53)$$

sendo k_{hg} o coeficiente de elasticidade torcional e k_{dhg} o coeficiente de amortecimento torcional entre a quarta massa e a quinta massa.

De igual forma ao atrito viscoso do rotor da turbina, o atrito viscoso do rotor do gerador origina um binário resistente T_{dg} que é proporcional à velocidade angular do gerador ω_g dado por:

$$T_{dg} = k_{dg} \omega_g \quad (2.54)$$

sendo k_{dg} o coeficiente de atrito viscoso do rotor do gerador com o ar.

A versão da segunda lei de Newton rotacional permite escrever as equações de estado dadas por:

$$\frac{d\omega_{by}}{dt} = \frac{1}{J_{by}} (T_{iy} - T_{dby} - T_{byh}) \quad y \in \{1, 2, 3\} \quad (2.55)$$

$$\frac{d\omega_{hr}}{dt} = \frac{1}{J_h} \left[\sum_{y=1}^3 (T_{rby} + T_{byh}) + T_{hs} - T_{dh} - T_{hg} \right] \quad y \in \{1, 2, 3\} \quad (2.56)$$

$$\frac{d\omega_g}{dt} = \frac{1}{J_g} (T_{hg} - T_{dg} - T_g) \quad (2.57)$$

2.4 Gerador

A potência associada com a energia captada pelas turbinas eólicas em condições normais deve ser limitada para valores que não ultrapassem a potência nominal do gerador. O gerador é um elemento importante do SCEO, visto que, o dimensionamento dos restantes elementos elétricos tem de ser realizado em coerência com o valor da potência nominal do gerador. Uma configuração de um gerador síncrono está representado na Figura 2.14.



Figura 2.14 – Gerador síncrono (Fonte: <http://www.enercon.de>).

Nesta tese, o modelo do GSIP utiliza a convenção de notação de motor. Uma configuração para o GSIP considerando um passo polar nos sistemas de eixos de coordenadas $(1, 2, 3)$ e (d, q) está representado na Figura 2.15.

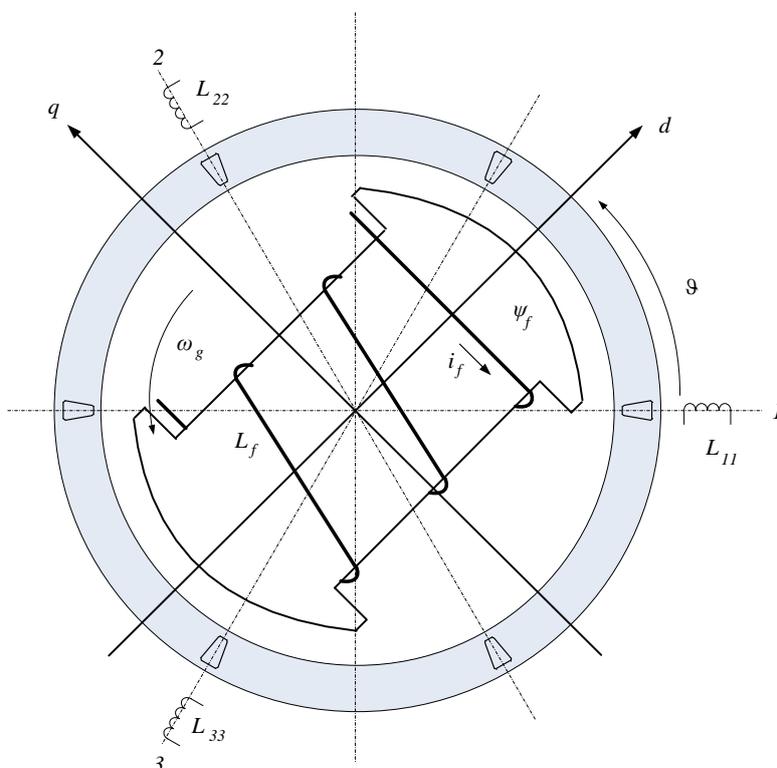


Figura 2.15 – Representação do GSIP de pólos salientes.

As hipóteses consideradas para o modelo do GSIP, são as normalmente utilizadas em simulações que descrevem o comportamento deste gerador integrado em sistemas de conversão de energia, tendo as simulações como objetivo o estudo do desempenho desses sistemas, pelo que, não é necessário proceder a uma descrição deste gerador com maior pormenor.

Considerando a simetria dos enrolamentos do estator do GSIP e assumindo uma aproximação até à quarta harmónica com distribuição sinusoidal para os enrolamentos, as indutâncias próprias L_{11} , L_{22} , L_{33} , no sistema de eixos de coordenadas (1, 2, 3) são dadas por

$$L_{11} = L_a + L_b \cos 2\mathcal{G} + L_c \cos 4\mathcal{G} \quad (2.58)$$

$$L_{22} = L_a + L_b \cos 2\mathcal{G}_3 + L_c \cos 4\mathcal{G}_3 \quad (2.59)$$

$$L_{33} = L_a + L_b \cos 2\mathcal{G}_2 + L_c \cos 4\mathcal{G}_2 \quad (2.60)$$

sendo \mathcal{G} a posição angular do rotor do gerador, L_a o valor médio da indutância, L_b , L_c são respetivamente a amplitude do termo com variação cosinusoidal de segunda e da quarta harmónica para as indutâncias.

\mathcal{G}_2 é dado por:

$$\mathcal{G}_2 = \left(\frac{2\pi}{3} + \mathcal{G}\right) \quad (2.61)$$

\mathcal{G}_3 é dado por:

$$\mathcal{G}_3 = \left(\frac{4\pi}{3} + \mathcal{G}\right) \quad (2.62)$$

A matriz das indutâncias mútuas entre os enrolamentos estatóricos é considerada simétrica, i.e., as indutâncias mútuas satisfazem a relação dada por:

$$M_{lm} = M_{ml} \quad \text{com } l, m = 1, 2, 3 \text{ e } l \neq m \quad (2.63)$$

As indutâncias mútuas entre os enrolamentos estatóricos [Melício14] são dadas por:

$$M_{12} = M_a + M_b \cos 2\mathcal{G}_2 + M_c \cos 4\mathcal{G}_2 \quad (2.64)$$

$$M_{23} = M_a + M_b \cos 2\mathcal{G} + M_c \cos 4\mathcal{G} \quad (2.65)$$

$$M_{31} = M_a + M_b \cos 2\mathcal{G}_3 + M_c \cos 4\mathcal{G}_3 \quad (2.66)$$

sendo M_a o valor médio da indutância mútua, M_b, M_c respetivamente a amplitude do termo com variação cosinusoidal de segunda e da quarta harmónica para as indutâncias [Melício14]. Embora alguns autores considerem para as indutâncias próprias e para as indutâncias mútuas os termos até à quarta harmónica, é normalmente aceite a aproximação que consiste em utilizar apenas o termo constante e o termo de segunda harmónica [Krause95]. Esta é a aproximação considerada com o objetivo de simplificar a obtenção do modelo matemático para o GSIP.

As indutâncias mútuas entre os enrolamentos estatóricos e o rotor são dadas por:

$$M_{1f} = M_{f1} = M_F \cos \mathcal{G} + M_{F3} \cos 3\mathcal{G} \quad (2.67)$$

$$M_{2f} = M_{f2} = M_F \cos \mathcal{G}_3 + M_{F3} \cos 3\mathcal{G} \quad (2.68)$$

$$M_{3f} = M_{f3} = M_F \cos \mathcal{G}_2 + M_{F3} \cos 3\mathcal{G} \quad (2.69)$$

sendo M_F e M_{F3} respetivamente as amplitude dos termos cosinusoidais de primeira e de terceira harmónica para as indutâncias mútuas entre os enrolamentos estatóricos e o rotor. De igual modo é normalmente aceite a aproximação que consiste em utilizar apenas o termo de primeira harmónica.

Os fluxos magnéticos ψ_1, ψ_2, ψ_3 ligados com os enrolamentos estatóricos e o fluxo magnético ligado com o rotor ψ_f são funções das correntes nos enrolamentos estatóricos i_1, i_2, i_3 e da corrente i_f do enrolamento equivalente ao comportamento do iman permanente do rotor. Estes fluxos são dados por:

$$\begin{bmatrix} \Psi_1 \\ \Psi_2 \\ \Psi_3 \\ \Psi_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{11} & M_{12} & M_{13} & M_{1f} \\ M_{21} & L_{22} & M_{23} & M_{2f} \\ M_{31} & M_{32} & L_{33} & M_{3f} \\ M_{f1} & M_{f2} & M_{f3} & L_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \\ i_f \end{bmatrix} = [\psi_{123f}] \quad (2.70)$$

sendo L_f a indutância própria do enrolamento equivalente do rotor do gerador.

A matriz das tensões nos enrolamentos estatóricos u_{123} e no rotor u_f no sistema de eixos de coordenadas (1,2,3) é dada por:

$$[u_{123f}] = [R_{123f}][i_{123f}] + \frac{d}{dt}[\psi_{123f}] \quad (2.71)$$

sendo R_{123f} a matriz das resistências dos enrolamentos estatóricos e do rotor no sistema de eixos de coordenadas (1,2,3). Pela consideração da simetria dos enrolamentos do estator é assumido que $R_1 = R_2 = R_3 = R$.

As derivadas dos fluxos magnéticos ligados com os enrolamentos estatóricos e com o rotor em ordem ao tempo, considerando (2.70), são respetivamente dadas por:

$$\frac{d}{dt}[\psi_{123}] = [L_{123}] \frac{d[i_{123}]}{dt} + \frac{d\vartheta}{dt} \frac{d[L_{123}]}{d\vartheta} [i_{123}] + \frac{d\vartheta}{dt} i_f \frac{d}{d\vartheta} \begin{bmatrix} M_{1f} \\ M_{2f} \\ M_{3f} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} M_{1f} \\ M_{2f} \\ M_{3f} \end{bmatrix} \frac{di_f}{dt}$$

$$\frac{d}{dt} \psi_f = \begin{bmatrix} M_{1f} \\ M_{2f} \\ M_{3f} \end{bmatrix}^T \left(\frac{d[i_{123}]}{dt} + \frac{d\vartheta}{dt} \left(\frac{d}{d\vartheta} \begin{bmatrix} M_{1f} \\ M_{2f} \\ M_{3f} \end{bmatrix} \right) [i_{123}] \right) + L_f \frac{di_f}{dt} \quad (2.72)$$

Considerando a transformação de Concordia $[C]$ e (2.71) a matriz das tensões dos enrolamentos estatóricos no sistema de eixos de coordenadas (α, β) é dada por:

$$[u_{\alpha\beta}] = [R_{\alpha\beta}] [i_{\alpha\beta}] + \frac{d}{dt} [\psi_{\alpha\beta}] \quad (2.73)$$

Considerando (2.73) e a transformação de Park $[D]$ as tensões nos enrolamentos estatóricos no sistema de eixos de coordenadas (d, q) , são dadas por:

$$[u_{dq}] = [R_{dq}] [i_{dq}] + \frac{d\vartheta}{dt} \begin{bmatrix} -\psi_q \\ \psi_d \end{bmatrix} + \frac{d[\psi_{dq}]}{dt} \quad (2.74)$$

a tensão no enrolamento do rotor é dada por:

$$u_f = R_f i_f + \frac{d\psi_f}{dt} \quad (2.75)$$

Considerando (2.74) e (2.75) o modelo matemático para o GSIP com p_p pares de pólos no sistema de eixos de coordenadas (d, q) , é dado por:

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R & -p_p \omega_g L_q & 0 \\ p_p \omega_g L_d & R & p_p \omega_g M \\ 0 & 0 & R_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_d & 0 & M \\ 0 & L_q & 0 \\ M & 0 & L_f \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \end{bmatrix} \quad (2.76)$$

As equações de estado do modelo matemático para o GSIP, considerando (2.76) são dadas por:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(L_d - \frac{M^2}{L_f})} & 0 & -\frac{M}{L_f(L_d - \frac{M^2}{L_f})} \\ 0 & \frac{1}{L_q} & 0 \\ -\frac{M}{L_d(L_f - \frac{M^2}{L_d})} & 0 & \frac{1}{(L_f - \frac{M^2}{L_d})} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\frac{R}{(L_d - \frac{M^2}{L_f})} & \frac{p_p \omega_g L_q}{(L_d - \frac{M^2}{L_f})} & \frac{MR_f}{L_f(L_d - \frac{M^2}{L_f})} \\ -\frac{p_p \omega_g L_d}{L_q} & -\frac{R}{L_q} & -\frac{p_p \omega_g M}{L_q} \\ \frac{MR}{L_d(L_f - \frac{M^2}{L_d})} & -\frac{p_p \omega_g ML_q}{L_d(L_f - \frac{M^2}{L_d})} & -\frac{R_f}{(L_f - \frac{M^2}{L_d})} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \end{bmatrix} \quad (2.77)$$

Particularizando o caso do modelo matemático para o GSIP, a corrente de excitação i_f no enrolamento equivalente do rotor é considerada constante e a resistência do enrolamento equivalente R_f é nula [Krause95, Ong98].

Considerando (2.76) o modelo matemático para o GSIP, é dado por:

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R & -p_p \omega_g L_q & 0 \\ p_p \omega_g L_d & R & p_p \omega_g M \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 \\ 0 & L_q & 0 \\ M & 0 & L_f \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.78)$$

A potência elétrica trocada entre o gerador e o exterior é dada por:

$$P_g = -[u_1 \ u_2 \ u_3 \ u_f][i_1 \ i_2 \ i_3 \ i_f]^T = -[u_d \ u_q \ u_f][i_d \ i_q \ i_f]^T \quad (2.79)$$

2.5 Conversores Eletrónicos de Energia

O desenvolvimento dos semicondutores de energia de corte comandado nas últimas décadas do século XX levou ao desenvolvimento nos conversores eletrónicos de energia com um ou mais estágios de processamento de energia [Cruz09]. No conversor com dois ou mais estágios de processamento de energia, a conversão é designado por conversão indireta de frequência. No caso da conversão indireta de dois estágios de processamento de energia, caso dos conversores de dois níveis e do conversor multinível, o estágio de entrada é um conversor CA/CC, e o estágio de saída é um conversor CC/CA [Labrique91].

O uso de conversores eletrónicos de energia constituídos por interruptores de energia de comutação forçada nos sistemas de conversão eólica permite melhorar a eficiência do processo de conversão de energia. Ainda, a crescente relação qualidade/preço dos conversores eletrónicos de energia leva a esperar que a sua utilização como componente dos sistemas de conversão eólica seja cada vez mais significativa. Nos sistemas de conversão eólica de velocidade variável, a utilização de conversores eletrónicos de energia principiou com o uso do conversor de dois níveis, tendo este uso permanecido até à atualidade. No entanto, existem estudos sobre sistemas de conversão eólica com gerador de indução de rotor duplamente alimentado (GIDA) recorrendo ao uso do conversor multinível na configuração de três níveis [Melício10a].

O SCEO em estudo está equipado com um conversor eletrónico de energia de comutação forçada de dois estágios de processamento de energia, sendo descrito pela consideração do modelo de um conversor de dois níveis ou de um conversor multinível na configuração MPC de três, de quatro, de cinco ou de p níveis e um cabo submarino para guiar a energia elétrica para a RE.

A energia elétrica guiada do SCEO para a rede elétrica é estudada considerando a transmissão quer em corrente alternada, quer em corrente contínua. No SCEO em estudo são considerados modelos para os dois tipos de transmissão de energia.

O modelo do conversor eletrónico de energia é composto por dois conversores de energia, constituídos por interruptores de energia de corte comandado unidirecionais denominados transístores IGBTs ligados a um díodo numa configuração em antiparalelo. O primeiro conversor desempenha a função de retificador e o segundo conversor desempenha a função de inversor.

O transístor IGBT é descrito por um interruptor de energia unidirecional em que nas mudanças de estado surge um flanco negativo quando o IGBT comuta do estado de condução para o estado de corte e um flanco positivo quando o IGBT comuta do estado de corte para o estado de condução. Os flancos rápidos de subida e de descida garantem que os dispositivos semicondutores de energia são ligados ou desligados o mais rápido possível de forma a minimizar o tempo de transição de comutação e as perdas de comutação associados [Sun12]. Pelo que, nas simulações o transístor IGBT é descrito como um interruptor de energia unidirecional ideal, i.e., as comutações são consideradas instantâneas, sendo considerada nula a tensão de condução no estado de saturação e nula a corrente no estado de corte.

Nos modelos para os conversor em estudo são consideradas as seguintes hipóteses:

- 1) O interruptor de energia é ideal e unidirecional e nunca estará sujeito a tensões inversas, sendo esta situação garantida pela ligação do diódo numa configuração em antiparalelo;
- 2) O diódo é ideal, em condução é nula a queda de tensão aos seus terminais e ao corte é nula a corrente que o atravessa;
- 3) A soma das tensões nos bancos de condensadores na saída do retificador, i.e., no estágio de armazenamento de energia, deve ter sempre um valor positivo;
- 4) O conversor de dois, três, quatro ou cinco níveis deve ter em cada braço k sempre um, dois, três ou quatro interruptores de energia em condução, respetivamente.

É considerado que as tensões aos terminais do GSIP constituem um sistema de grandezas elétricas trifásicas simétricas e equilibradas. Ainda, é também considerado que as tensões da rede, sistema de energia elétrica ligado ao inversor, constituem um sistema alternado sinusoidal trifásico equilibrado.

2.5.1 Transmissão em corrente alternada

Um SCEO com transmissão de energia em CA equipado com conversor de p níveis está representado na Figura 2.16.

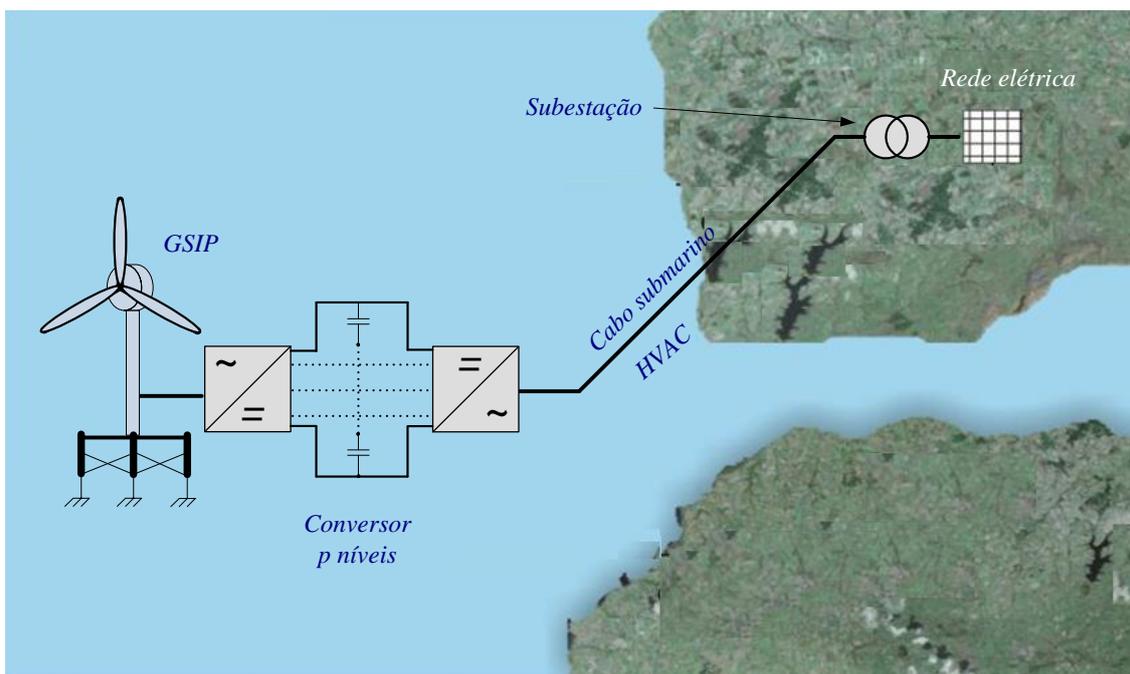


Figura 2.16 – SCEO, transmissão em CA com conversor de p níveis.

Na Figura 2.16, é representado o SCEO com transmissão de energia elétrica em CA. O conversor eletrónico de energia de comutação forçada de dois estágios de processamento de energia é descrito respetivamente pela consideração de modelos de dois níveis ou por modelos multinível de três, quatro, cinco ou de p níveis, na configuração MPC e está ligado entre o GSIP situado na plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas e o cabo submarino. O cabo submarino tripolar CA guia a energia elétrica resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina desde o SCEO para uma subestação na plataforma continental, sendo a subestação ligada à rede elétrica.

2.5.1.1 Conversor de dois níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CA equipado com um conversor de dois níveis está representada com maior pormenor na Figura 2.17.

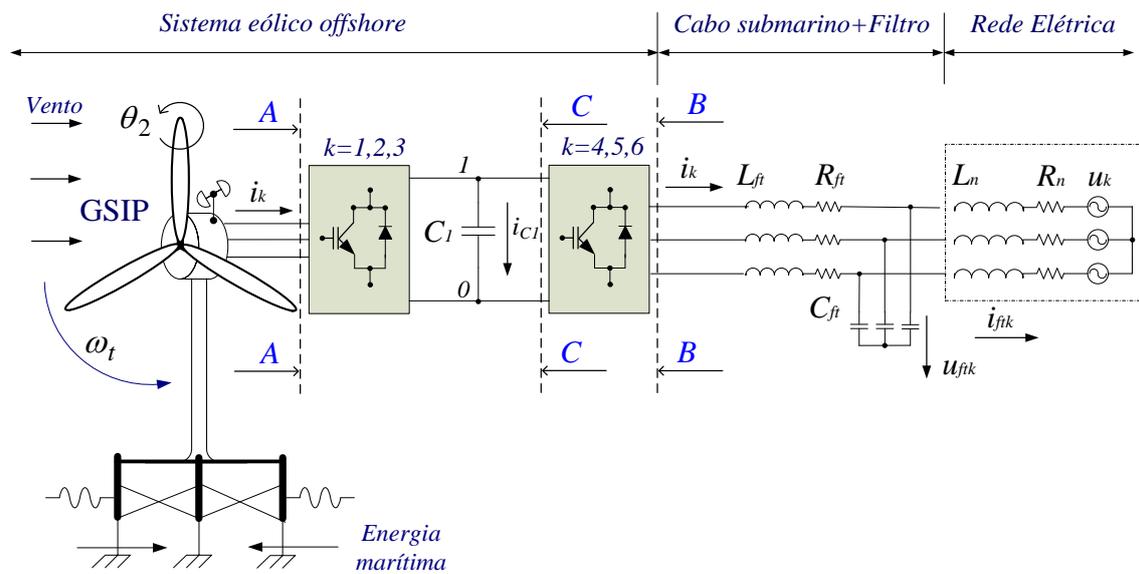


Figura 2.17 – SCEO com transmissão em CA com conversor de dois níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e um banco de condensadores C_1 . O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre o banco de condensadores C_1 e um filtro de segunda ordem ligado entre o cabo submarino e a rede elétrica. A configuração do conversor de dois níveis, ver Figura 2.17 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.18.

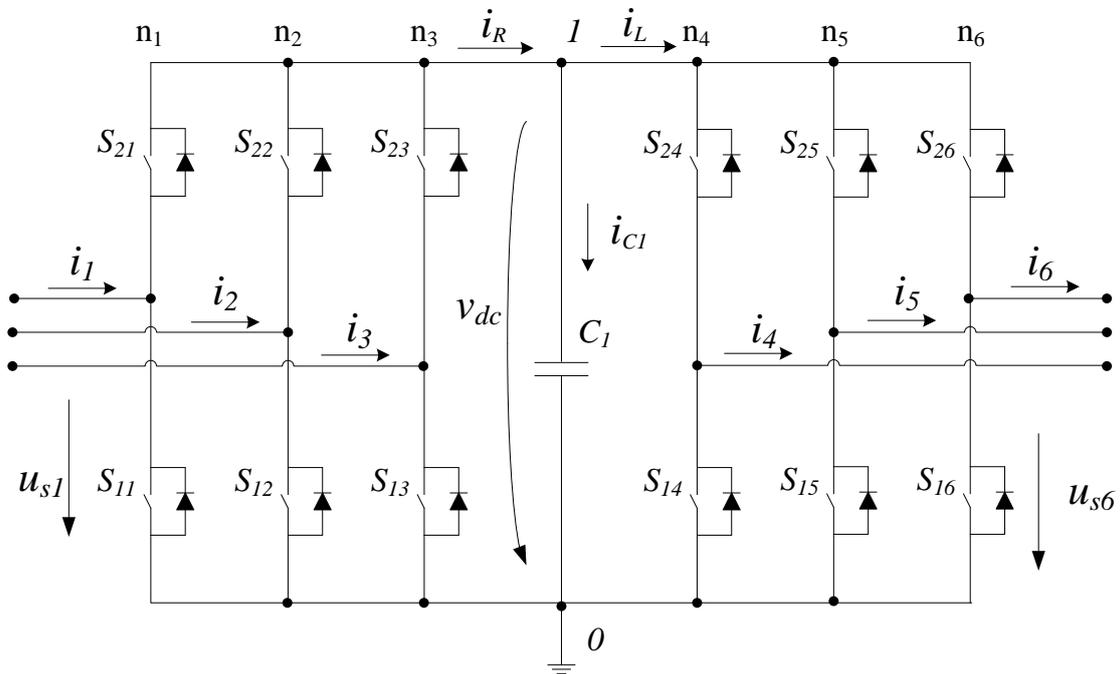


Figura 2.18 – Conversor de dois níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por doze transístores IGBTs, cada um ligado a um díodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de dois interruptores de energia i ligados à mesma fase constitui o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determina a variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado do interruptor $i=1$ no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do

IGBT u_{mk} e as hipóteses consideradas na secção 2.5 estão na Tabela 2.3 [Silva07, Seixas14a].

Tabela 2.3 – Combinações de comutação do braço k do conversor de dois níveis.

S_{2k}	S_{1k}	n_k	u_{mk}
1	0	1	v_{dc}
0	1	0	0

A variável de comutação n_k do braço k [Silva07, Seixas14a] é dada por:

$$n_k = \begin{cases} 1, & S_{2k} = 1 \text{ e } S_{1k} = 0 \\ 0, & S_{2k} = 0 \text{ e } S_{1k} = 1 \end{cases} \quad k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.80)$$

A configuração do retificador de dois níveis, ver Figura 2.17 entre AA e CC, está representada com maior pormenor na Figura 2.19.

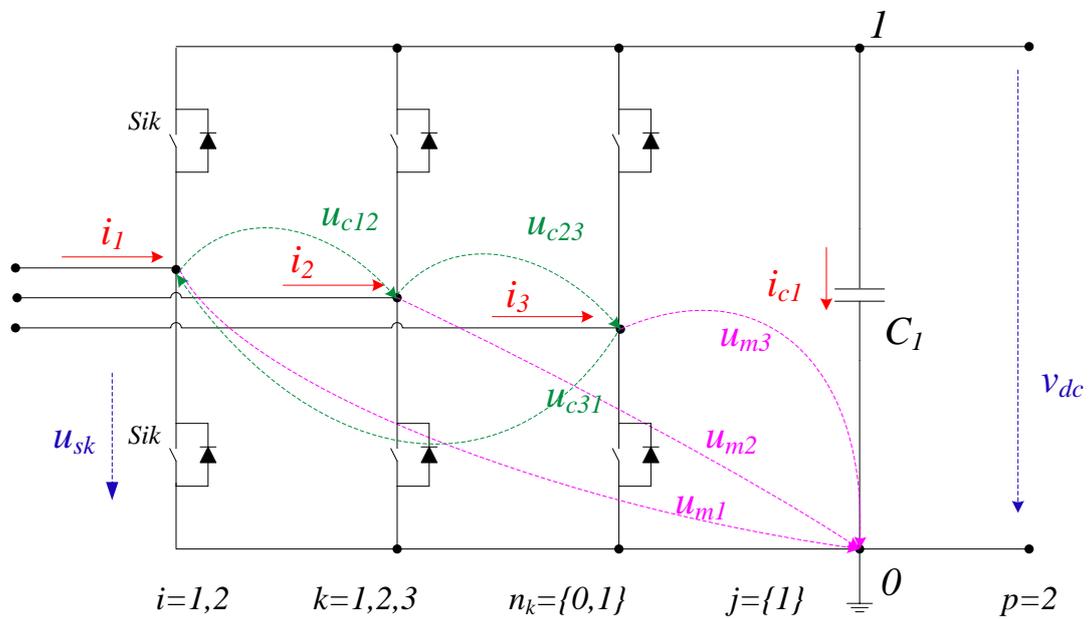


Figura 2.19 – Retificador de dois níveis.

As tensões compostas u_c e simples u_s aos terminais do GSIP e de entrada no retificador são dadas por:

$$u_{c12} + u_{c23} + u_{c31} = 0 \quad (2.81)$$

$$u_{s1} + u_{s2} + u_{s3} = 0 \quad (2.82)$$

As tensões compostas u_{cab} em função das tensões simples aos terminais do GSIP e de entrada do retificador u_{sk} são dadas por:

$$u_{cab} = u_{sa} - u_{sb} \quad a, b \in \{1, 2, 3\} \text{ com } a \neq b \quad (2.83)$$

As tensões compostas u_{cab} em função da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} são dadas por:

$$u_{cab} = u_{ma} - u_{mb} \quad a, b \in \{1, 2, 3\} \text{ com } a \neq b \quad (2.84)$$

Considerando (2.83) as tensões compostas u_{cab} em função das tensões simples u_s aos terminais do GSIP e de entrada no retificador são dadas por:

$$\begin{aligned} u_{c12} - u_{c31} &= 2u_{s1} - u_{s2} - u_{s3} = 3u_{s1} \\ u_{c23} - u_{c12} &= 2u_{s2} - u_{s3} - u_{s1} = 3u_{s2} \\ u_{c31} - u_{c23} &= 2u_{s3} - u_{s1} - u_{s2} = 3u_{s3} \end{aligned} \quad (2.85)$$

Considerando (2.84) as tensões compostas u_{cab} em função da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} são dadas por:

$$\begin{aligned} u_{c12} - u_{c31} &= 2u_{m1} - u_{m2} - u_{m3} \\ u_{c23} - u_{c12} &= 2u_{m2} - u_{m3} - u_{m1} \\ u_{c31} - u_{c23} &= 2u_{m3} - u_{m1} - u_{m2} \end{aligned} \quad (2.86)$$

Considerando (2.85) e (2.86) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \left(2u_{mk} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 u_{ml} \right) \quad k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.87)$$

O vetor das tensões aos terminais do IGBT u_{mk} do retificador em função da variável de comutação n_k e da tensão v_{dc} no banco de condensadores C_j é dado por:

$$[u_{mk}] = [n_k] v_{dc} \quad n_k \in \{0, 1\}, \quad k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.88)$$

A tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de comutação n_k e da tensão v_{dc} no banco de condensadores C_j é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \left(2n_k - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 n_l \right) v_{dc} \quad n_k \in \{0, 1\}, \quad k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.89)$$

A corrente i_R na saída do retificador em função da variável de comutação n_k e das correntes de fase i_k na entrada do retificador é dada por:

$$i_R = \sum_{k=1}^3 n_k i_k \quad n_k \in \{0, 1\}, \quad k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.90)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} e para a corrente de saída do inversor e entrada do filtro com $k \in \{4, 5, 6\}$, é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de comutação n_k e da tensão v_{dc} no banco de condensadores C_j é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \left(2n_k - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 n_l \right) v_{dc} \quad n_k \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.91)$$

A corrente i_I na entrada do inversor em função da variável de comutação n_k e das correntes de fase na saída do inversor i_k é dada por:

$$i_I = \sum_{k=4}^6 n_k i_k \quad n_k \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.92)$$

A tensão v_{dc} no banco de condensadores C_j é dada por:

$$\frac{dv_{dc}}{dt} = \frac{1}{C_j} \left(\sum_{k=1}^3 n_k i_k - \sum_{k=4}^6 n_k i_k \right) \quad j \in \{1\}, n_k \in \{0,1\}, k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.93)$$

O conversor de dois níveis é modelado por (2.80) a (2.93).

2.5.1.2 Conversor de três níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CA, equipado com um conversor de três níveis na configuração MPC, está representada com maior pormenor na Figura 2.20.

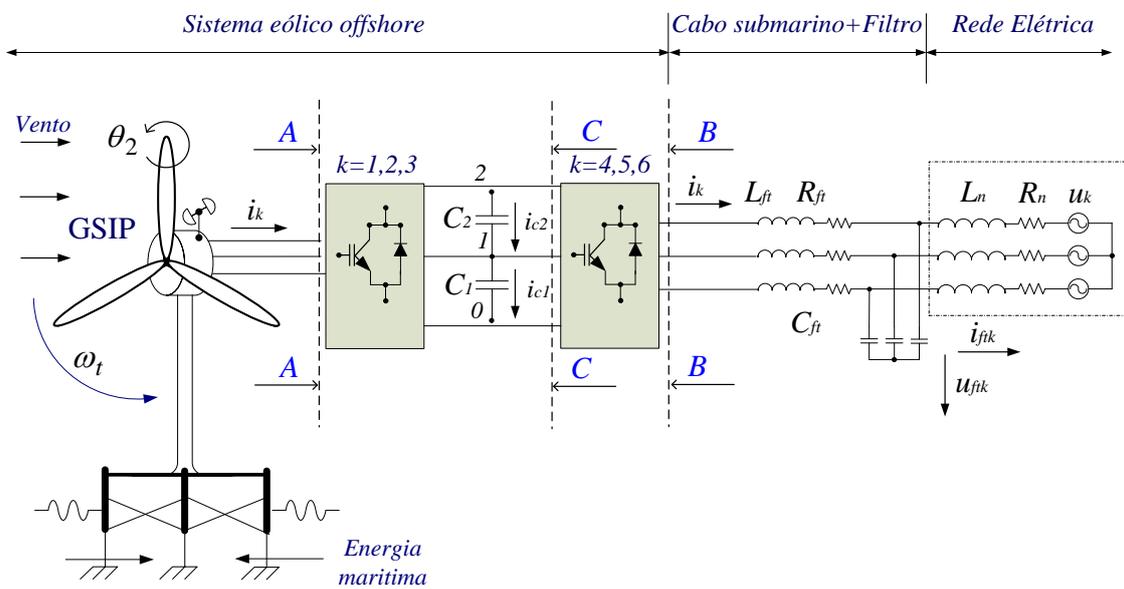


Figura 2.20 – SCEO com transmissão em CA com conversor de três níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e um divisor de tensão constituído por dois bancos de condensadores, C_1 e C_2 . O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre os bancos de condensadores C_1 e um filtro de segunda ordem ligado entre o cabo submarino e a rede elétrica.. A configuração do conversor de três níveis, ver Figura 2.20 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.21.

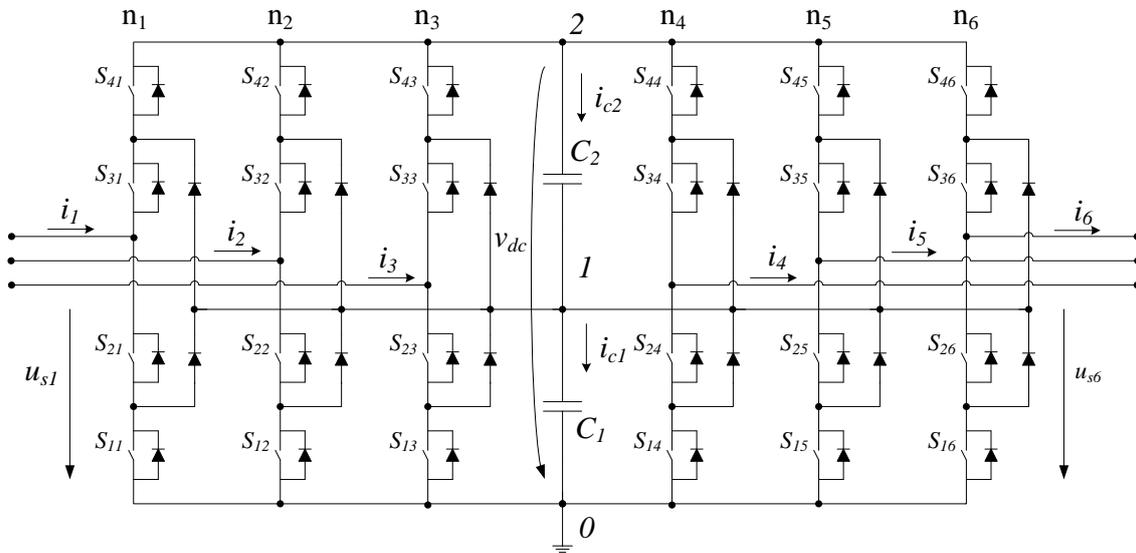


Figura 2.21 – Conversor de três níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por vinte e quatro transístores IGBTs, cada um ligado a um díodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de quatro interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2, 3, 4\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam uma variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1, 2\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado dos interruptores ($i=1$ e $i=2$), ($i=2$ e $i=3$) ou ($i=3$ e $i=4$) no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do

IGBT u_{mk} e as hipóteses consideradas na secção 2.5 estão na Tabela 2.4 [Silva07, Seixas14e].

Tabela 2.4 – Combinações de comutação do braço do conversor de três níveis.

S_{4k}	S_{3k}	S_{2k}	S_{1k}	n_k	u_{mk}
1	1	0	0	2	$v_{C1} + v_{C2}$
0	1	1	0	1	v_{C1}
0	0	1	1	0	0

A variável de comutação n_k do braço k [Silva07, Seixas14a] é dada por:

$$n_k = \begin{cases} 2, & (S_{3k} \text{ e } S_{4k}) = 1 \text{ e } (S_{1k} \text{ e } S_{2k}) = 0 \\ 1, & (S_{2k} \text{ e } S_{3k}) = 1 \text{ e } (S_{1k} \text{ e } S_{4k}) = 0 \\ 0, & (S_{1k} \text{ e } S_{2k}) = 1 \text{ e } (S_{3k} \text{ e } S_{4k}) = 0 \end{cases} \quad k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.94)$$

A configuração do retificador de três níveis, ver Figura 2.20 entre AA e CC, está representada com maior pormenor na Figura 2.22.

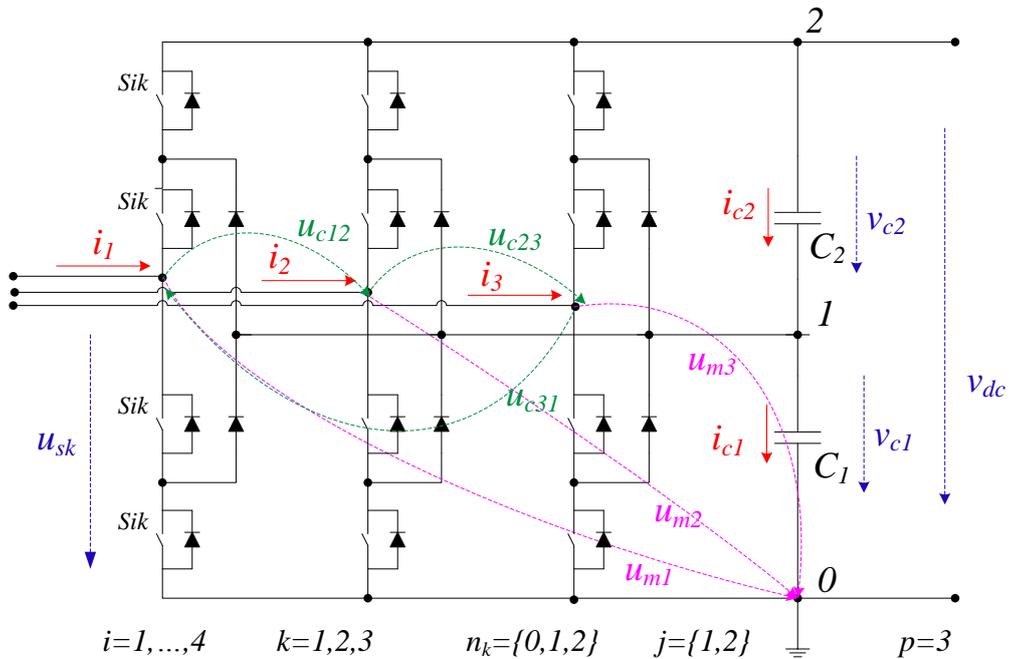


Figura 2.22 –Retificador de três níveis.

As combinações dos estados de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor determinam também uma variável de nível δ_{jn_k} que corresponde aos estados de carga de cada banco de condensadores, C_j , com $j \in \{1,2\}$. A variável de nível δ_{jn_k} no braço k [khomfoi07, Seixas14a] é dada por:

$$\delta_{jn_k} = \begin{cases} 0 & j > n_k \\ 1 & j \leq n_k \end{cases} \quad j \in \{1,2\}, \quad n_k \in \{0,1,2\} \quad (2.95)$$

Assim, o banco de condensadores C_2 só irá alterar o estado de carga se pelo menos um dos braços k apresentar uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 2, i.e., $n_k = 2$. O banco de condensadores C_1 irá alterar o estado de carga desde que um dos braços k apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 1 ou o nível 2.

O vetor das tensões aos terminais dos IGBTs do retificador u_{mk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão v_{Cj} nos bancos de condensadores C_j [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^2 [\delta_{jn_k}] v_{Cj} \quad j \in \{1,2\}, \quad \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.96)$$

Considerando (2.87) e (2.96) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{C1} e v_{C2} nos bancos de condensadores C_1 e C_2 , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^2 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{Cj} \quad j \in \{1,2\}, \quad \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.97)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{C1} e v_{C2} nos bancos de condensadores C_1 e C_2 , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^2 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{Cj} \quad j \in \{1,2\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.98)$$

A corrente i_{Cj} em cada banco de condensadores C_j está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{Cj} define se as correntes i_k de entrada no retificador e de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_j , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor, [Seixas14e, Melício14] sendo dada por:

$$i_{Cj} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1,2\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.99)$$

A alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é explicada com mais pormenor tomando o exemplo representado na Figura 2.23.

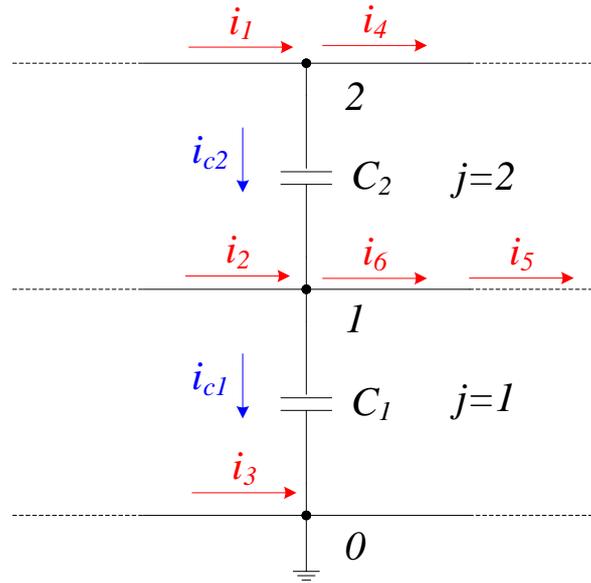


Figura 2.23 – Correntes nos bancos de condensadores no conversor de três níveis.

Assumindo que os braços do retificador apresentam a combinação de estados $n_1 = 2$, $n_2 = 1$ e $n_3 = 0$, e que os braços do inversor apresentam a combinação de estados $n_4 = 2$, $n_5 = 1$ e $n_6 = 1$, as correntes em cada condensador [Seixas15d] são dadas por:

$$i_{C2} = \sum_{k=1}^3 \delta_{2n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{2n_k} i_k = i_1 - i_4 \quad (2.100)$$

$$i_{C1} = \sum_{k=1}^3 \delta_{1n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{1n_k} i_k = i_1 + i_2 - i_4 - i_5 - i_6 \quad (2.101)$$

A tensão v_{dc} aos terminais dos bancos de condensadores, é a soma das tensões v_{C1} e v_{C2} nos bancos de condensadores C_1 e C_2 , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dc}}{dt} = \sum_{j=1}^2 \frac{1}{C_j} i_{Cj} \quad j \in \{1,2\} \quad (2.102)$$

O conversor de três níveis na configuração MPC é modelado por (2.94) a (2.102).

2.5.1.3 Conversor de quatro níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CA, equipado com um conversor de quatro níveis, na configuração MPC está representada com maior pormenor na Figura 2.24.

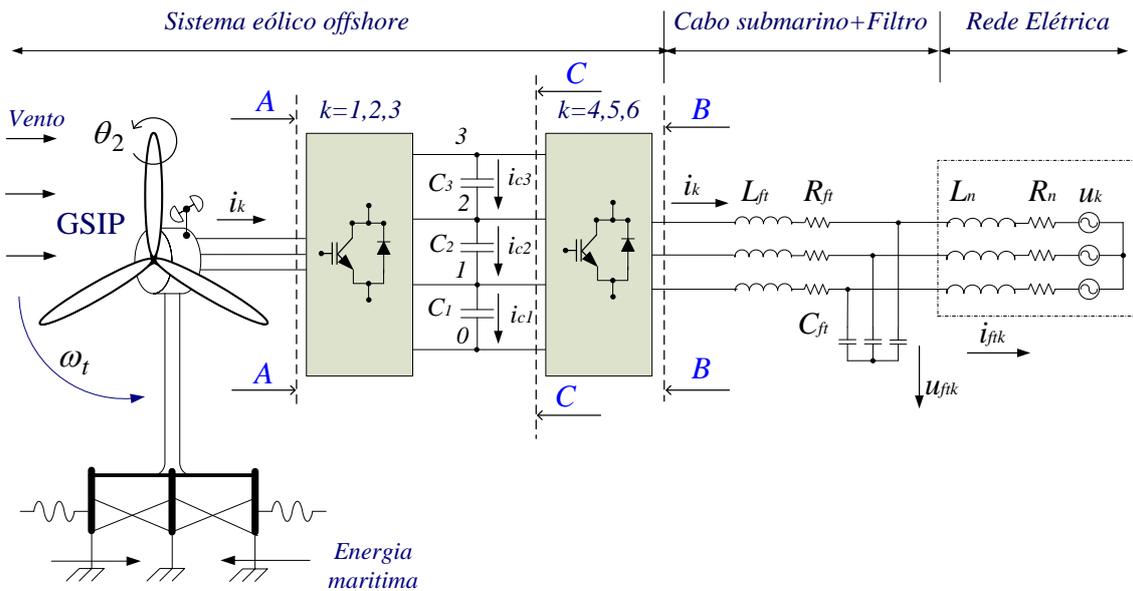


Figura 2.24 – SCEO com transmissão em CA com conversor de quatro níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e um divisor de tensão constituído por três bancos de condensadores, C_1 , C_2 e C_3 . O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre os bancos de condensadores C_1 , C_2 e C_3 e um filtro de segunda ordem ligado entre o cabo submarino e a rede elétrica. A configuração do conversor de

quatro níveis, ver Figura 2.24 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.25.

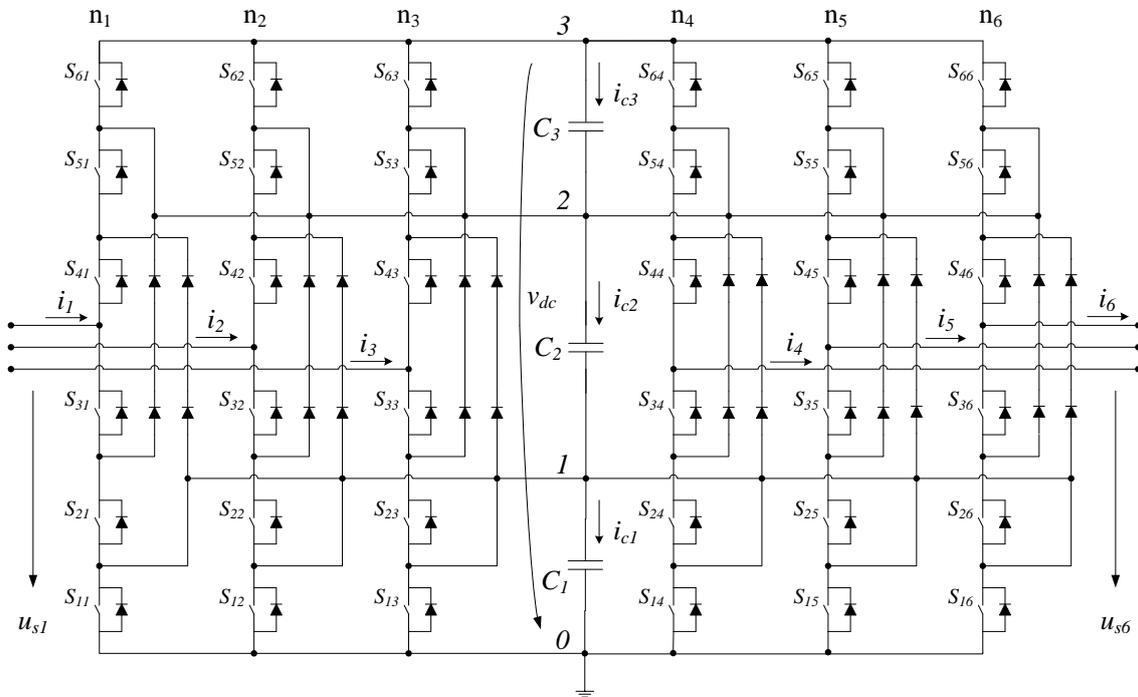


Figura 2.25 – Conversor de quatro níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por trinta e seis transístores IGBTs, cada um ligado a um díodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de seis interruptores de energia i ligados à mesma fase constitui o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam uma variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1, 2, 3\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado dos interruptores $(i = 1, i = 2 \text{ e } i = 3)$, $(i = 2, i = 3 \text{ e } i = 4)$,

($i = 3, i = 4$ e $i = 5$) ou ($i = 4, i = 5$ e $i = 6$) no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} e as hipóteses consideradas na secção 2.5 estão na Tabela 2.5 [Melício10, Seixas14c].

Tabela 2.5 – Combinações de comutação do braço k do conversor de quatro níveis.

S_{6k}	S_{5k}	S_{4k}	S_{3k}	S_{2k}	S_{1k}	n_k	u_{mk}
1	1	1	0	0	0	3	$v_{C1} + v_{C2} + v_{C3}$
0	1	1	1	0	0	2	$v_{C1} + v_{C2}$
0	0	1	1	1	0	1	v_{C1}
0	0	0	1	1	1	0	0

A variável de comutação, n_k do braço k [Melício14, Seixas14b] é dada por:

$$n_k = \begin{cases} 3, & (S_{4k}, S_{5k} \text{ e } S_{6k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{2k} \text{ e } S_{3k}) = 0 \\ 2, & (S_{3k}, S_{4k} \text{ e } S_{5k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{2k} \text{ e } S_{6k}) = 0 \\ 1, & (S_{2k}, S_{3k} \text{ e } S_{4k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{5k} \text{ e } S_{6k}) = 0 \\ 0, & (S_{1k}, S_{2k} \text{ e } S_{3k}) = 1 \text{ e } (S_{4k}, S_{5k} \text{ e } S_{6k}) = 0 \end{cases} \quad k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.103)$$

A configuração do retificador de quatro níveis, ver Figura 2.24 entre AA e CC, está representada com maior pormenor na Figura 2.26.

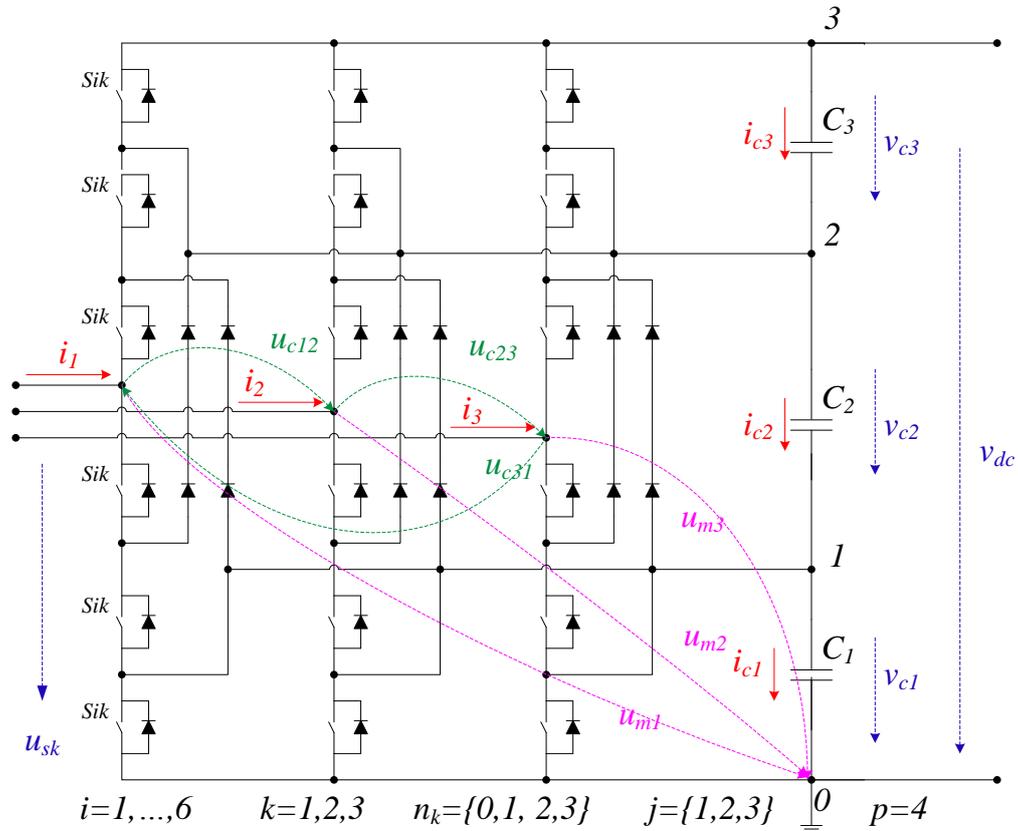


Figura 2.26 – Retificador de quatro níveis.

As combinações dos estados de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor determinam também uma variável de nível δ_{jn_k} que corresponde aos estados de carga de cada banco de condensadores, C_j , com $j \in \{1, 2, 3\}$. A variável de nível δ_{jn_k} no braço k [khomfoi07, Seixas14b] é dada por:

$$\delta_{jn_k} = \begin{cases} 0 & j > n_k \\ 1 & j \leq n_k \end{cases} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \quad n_k \in \{0, 1, 2, 3\} \quad (2.104)$$

Assim, o banco de condensadores C_3 só irá alterar o estado de carga se pelo menos um dos braços k apresentar uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 3, i.e., $n_k = 3$. O banco de

condensadores C_2 irá alterar o estado de carga desde que um dos braços k apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 3 ou o nível 2. O banco de condensadores C_1 irá alterar o estado de carga desde que um dos braços k apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 3, ou o nível 2 ou o nível 1.

O vetor das tensões aos terminais dos IGBTs do retificador u_{mk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão v_{cj} nos bancos de condensadores C_j [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^3 [\delta_{jn_k}] v_{Cj} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.105)$$

Considerando (2.87) e (2.105) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{C1} , v_{C2} e v_{C3} nos bancos de condensadores C_1 , C_2 e C_3 , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^3 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{Cj} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.106)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{C1} , v_{C2} e v_{C3} nos bancos de condensadores C_1 , C_2 e C_3 , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^3 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{C_j} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{4, 5, 6\} \quad (2.107)$$

A corrente i_{C_j} em cada banco de condensadores C_j está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . As correntes i_k define se as correntes de entrada do retificador e de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_j , de acordo com o nível no braço k do conversor, [Melício14, Seixas14c] sendo dada por:

$$i_{C_j} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.108)$$

A alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é explicada com mais pormenor tomando o exemplo representado na Figura 2.27.

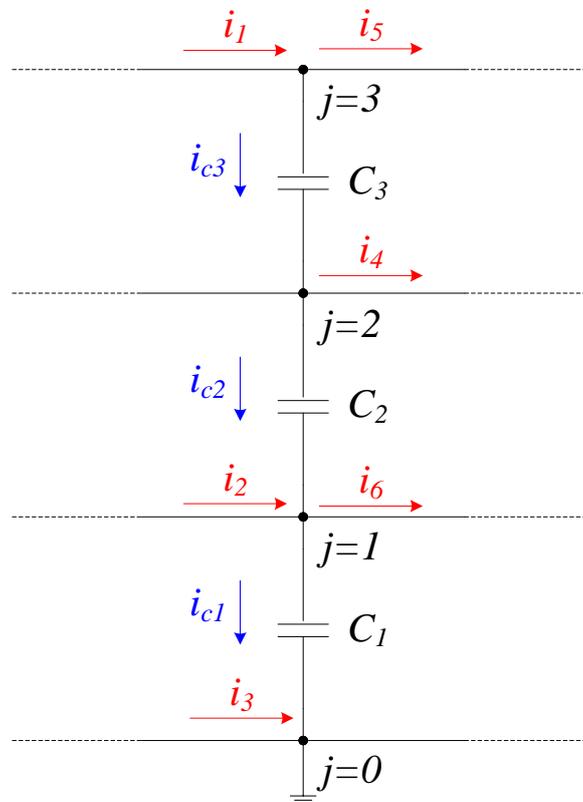


Figura 2.27 – Correntes nos bancos de condensadores no conversor de quatro níveis.

Assumindo que os braços do retificador apresentam a combinação de estados $n_1 = 3$, $n_2 = 1$ e $n_3 = 0$, e que os braços do inversor apresentam a combinação de estados $n_4 = 2$, $n_5 = 3$ e $n_6 = 1$, as correntes em cada condensador [Seixas15d] são dadas por:

$$i_{C3} = \sum_{k=1}^3 \delta_{3n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{3n_k} i_k = i_1 - i_5 \quad (2.109)$$

$$i_{C2} = \sum_{k=1}^3 \delta_{2n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{2n_k} i_k = i_1 - i_4 - i_5 \quad (2.110)$$

$$i_{C1} = \sum_{k=1}^3 \delta_{1n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{1n_k} i_k = i_1 + i_2 - i_4 - i_5 - i_6 \quad (2.111)$$

A tensão v_{dc} aos terminais dos bancos de condensadores, é a soma das tensões v_{C1} , v_{C2} e v_{C3} nos bancos de condensadores C_1 , C_2 e C_3 , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dc}}{dt} = \sum_{j=1}^3 \frac{1}{C_j} i_{Cj} \quad j \in \{1, 2, 3\} \quad (2.112)$$

O conversor de quatro níveis na configuração MPC é modelado por (2.103) a (2.112).

2.5.1.4 Conversor de cinco níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CA, equipado com um conversor de cinco níveis, na configuração MPC está representada com maior pormenor na Figura 2.28.

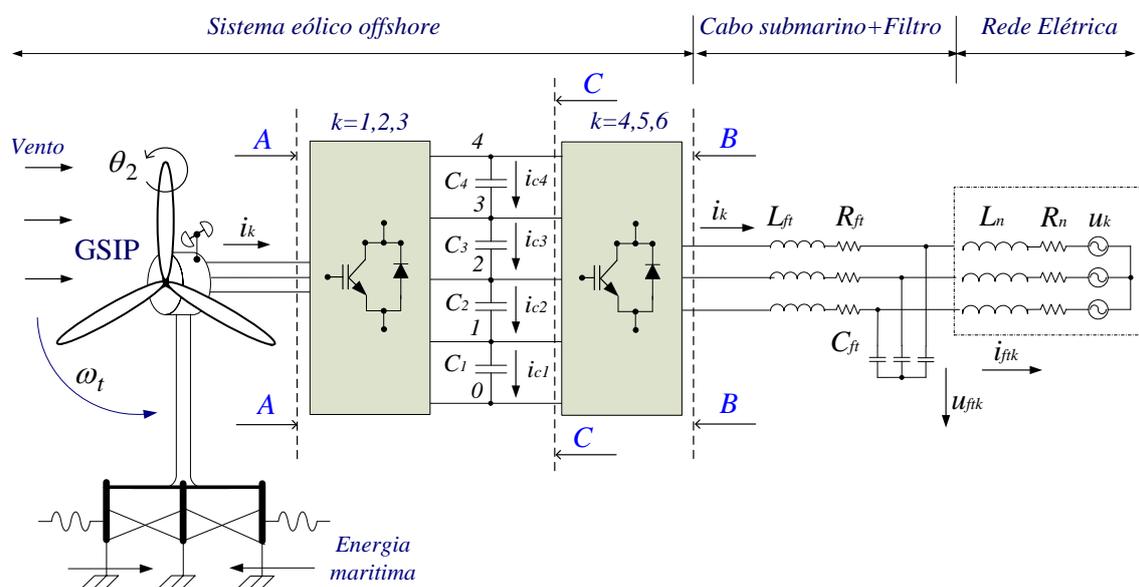


Figura 2.28 – SCEO com transmissão em CA com conversor de cinco níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e um divisor de tensão constituído por quatro bancos de condensadores, C_1, C_2, C_3 e C_4 . O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre os bancos de condensadores C_1, C_2, C_3 e C_4 e um filtro de segunda ordem ligado entre o cabo submarino e a rede elétrica. A configuração do conversor de cinco níveis, ver Figura 2.28 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.29.

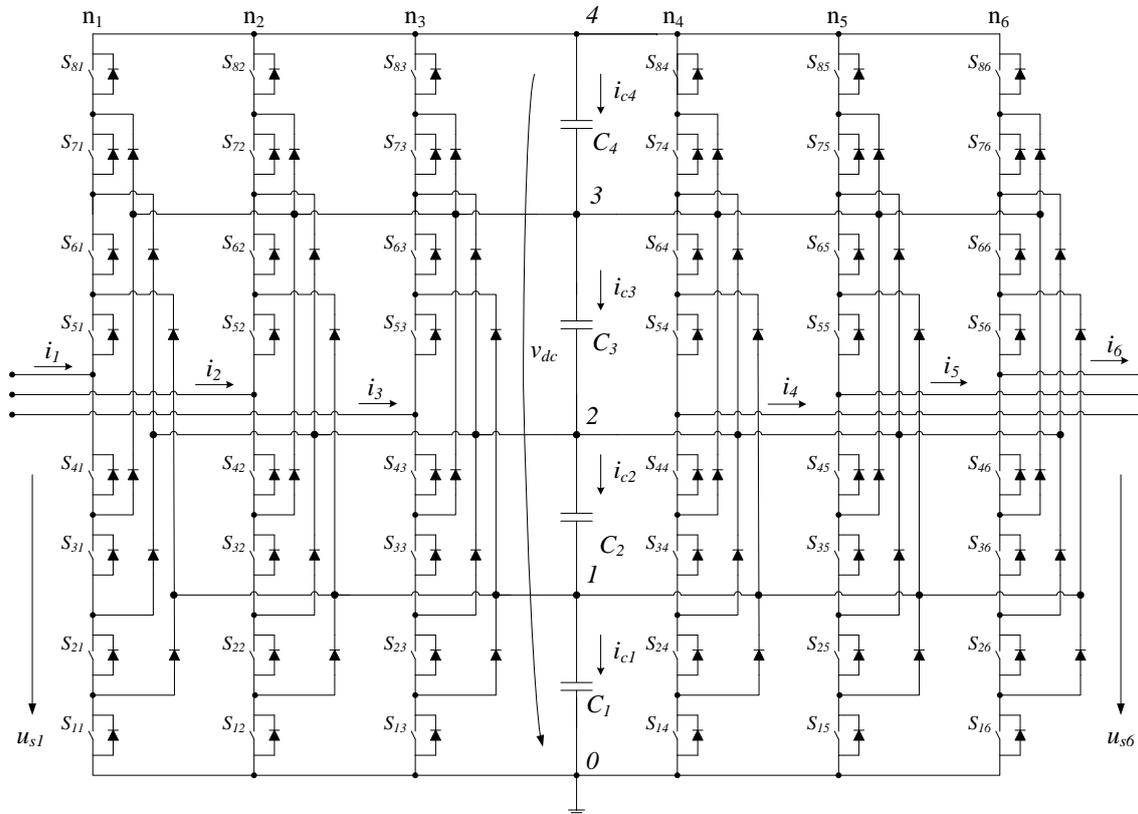


Figura 2.29 – Conversor de cinco níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por quarenta e oito transístores IGBTs, cada um ligado a um diodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de oito interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam uma variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1, 2, 3, 4\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado dos interruptores ($i=1, i=2, i=3$ e $i=4$), ($i=2, i=3, i=4$ e $i=5$), ($i=3, i=4, i=5$ e $i=6$), ($i=4, i=5, i=6$ e $i=7$) ou ($i=5, i=6, i=7$ e $i=8$)

no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1,2,3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4,5,6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} e as hipóteses consideradas na secção 2.5 estão na Tabela 2.6 [Seixas15d].

Tabela 2.6 – Combinações de comutação do braço do conversor de cinco níveis.

S_{8k}	S_{7k}	S_{6k}	S_{5k}	S_{4k}	S_{3k}	S_{2k}	S_{1k}	n_k	u_{mk}
1	1	1	1	0	0	0	0	4	$v_{C1} + v_{C2} + v_{C3} + v_{C4}$
0	1	1	1	1	0	0	0	3	$v_{C1} + v_{C2} + v_{C3}$
0	0	1	1	1	1	0	0	2	$v_{C1} + v_{C2}$
0	0	0	1	1	1	1	0	1	v_{C1}
0	0	0	0	1	1	1	1	0	0

A variável de comutação, n_k do braço k [Seixas15d] é dada por:

$$n_k = \begin{cases} 4, & (S_{5k}, S_{6k}, S_{7k} \text{ e } S_{8k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{2k}, S_{3k} \text{ e } S_{4k}) = 0 \\ 3, & (S_{4k}, S_{5k}, S_{6k} \text{ e } S_{7k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{2k}, S_{3k} \text{ e } S_{8k}) = 0 \\ 2, & (S_{3k}, S_{4k}, S_{5k} \text{ e } S_{6k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{2k}, S_{7k} \text{ e } S_{8k}) = 0 \\ 1, & (S_{2k}, S_{3k}, S_{4k} \text{ e } S_{5k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{6k}, S_{7k} \text{ e } S_{8k}) = 0 \\ 0, & (S_{1k}, S_{2k}, S_{3k} \text{ e } S_{4k}) = 1 \text{ e } (S_{5k}, S_{6k}, S_{7k} \text{ e } S_{8k}) = 0 \end{cases} \quad k \in \{1, \dots, 6\} \quad (3.113)$$

A configuração do retificador de cinco níveis, ver Figura 2.28 entre AA e CC, está representada com maior pormenor na Figura 2.30.

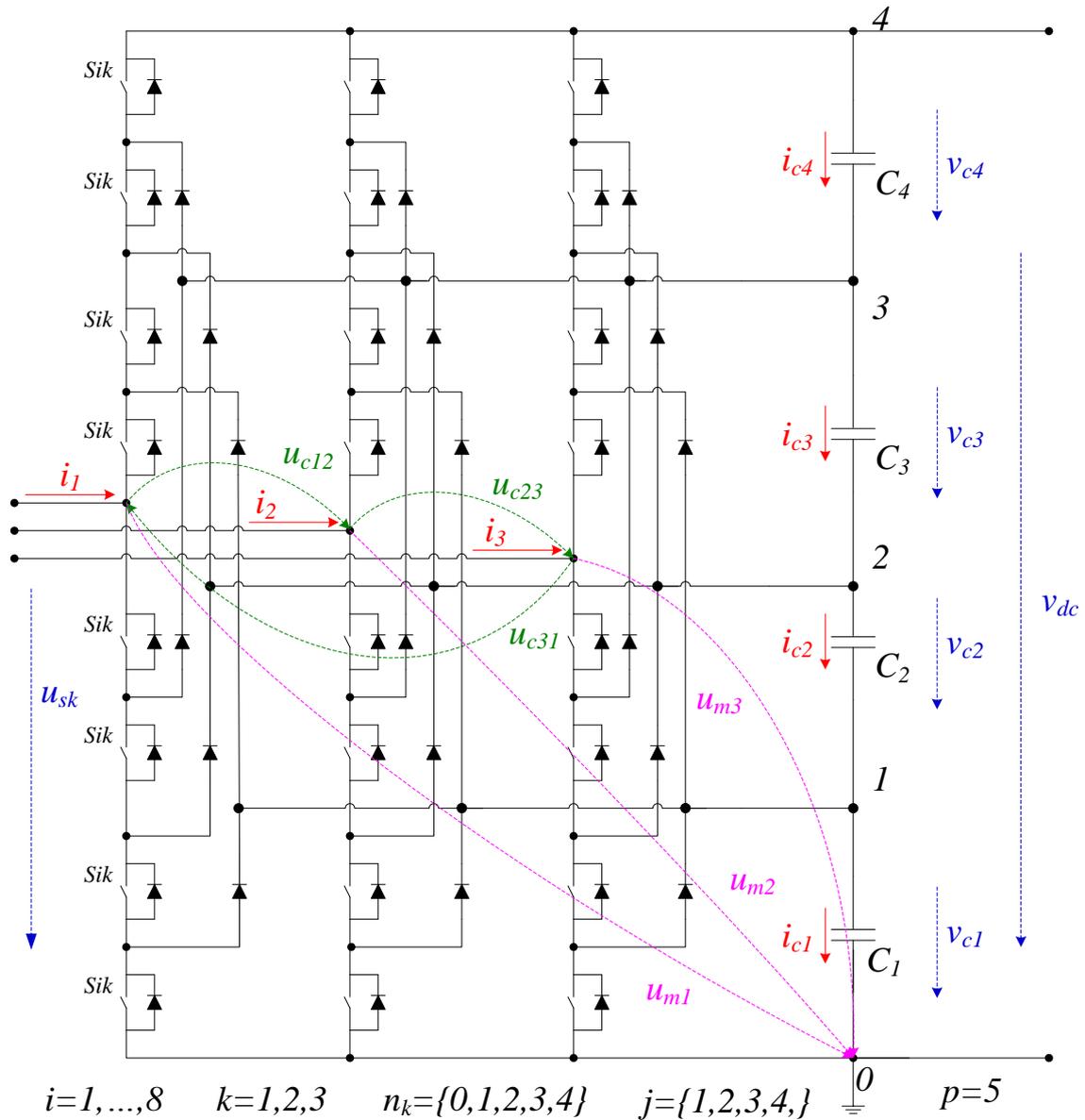


Figura 2.30 – Retificador de cinco níveis.

As combinações dos estados de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor determinam também uma variável de nível $\delta_{j n_k}$ que corresponde aos estados de carga de cada banco de condensadores, C_j , com $j \in \{1, 2, 3, 4\}$. A variável de nível $\delta_{j n_k}$ no braço k [khomfoi07, Seixas15d] é dada por:

$$\delta_{jn_k} = \begin{cases} 0 & j > n_k \\ 1 & j \leq n_k \end{cases} \quad j \in \{1,2,3,4\}, \quad n_k \in \{0,1,2,3,4\} \quad (2.114)$$

Assim, o banco de condensadores C_4 só irá alterar o estado de carga se pelo menos um dos braços k apresentar uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 4, i.e., $n_k = 4$. O banco de condensadores C_3 irá alterar o estado de carga desde que um dos braços k apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 4 ou o nível 3. O banco de condensadores C_2 irá alterar o estado de carga desde que um dos braços k apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 4, ou o nível 3 ou o nível 2. O banco de condensadores C_1 irá alterar o estado de carga desde que um dos braços k apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que seleccione o nível 4, ou o nível 3, ou o nível 2 ou o nível 1.

O vetor das tensões aos terminais dos IGBTs do retificador u_{mk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão aos terminais dos bancos de condensadores v_{cj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^4 [\delta_{jn_k}] v_{Cj} \quad j \in \{1,2,3,4\}, \quad \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.115)$$

Considerando (2.87) e (2.115) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{C1} , v_{C2} , v_{C3} e v_{C4} nos bancos de condensadores C_1 , C_2 , C_3 e C_4 , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^4 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{Cj} \quad j \in \{1,2,3,4\}, \quad \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.116)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{C1} , v_{C2} , v_{C3} e v_{C4} nos bancos de condensadores C_1 , C_2 , C_3 e C_4 , respetivamente, [Seixas15d] são dadas por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^4 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{Cj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{4, 5, 6\} \quad (2.117)$$

A corrente i_{Cj} em cada banco de condensadores C_j está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{Cj} define se as correntes i_k de entrada no retificador e de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_j , de acordo com o nível no braço do k conversor, [Melício14, Seixas14c] sendo dada por:

$$i_{Cj} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.118)$$

A alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é explicada com mais pormenor tomando o exemplo representado na Figura 2.31

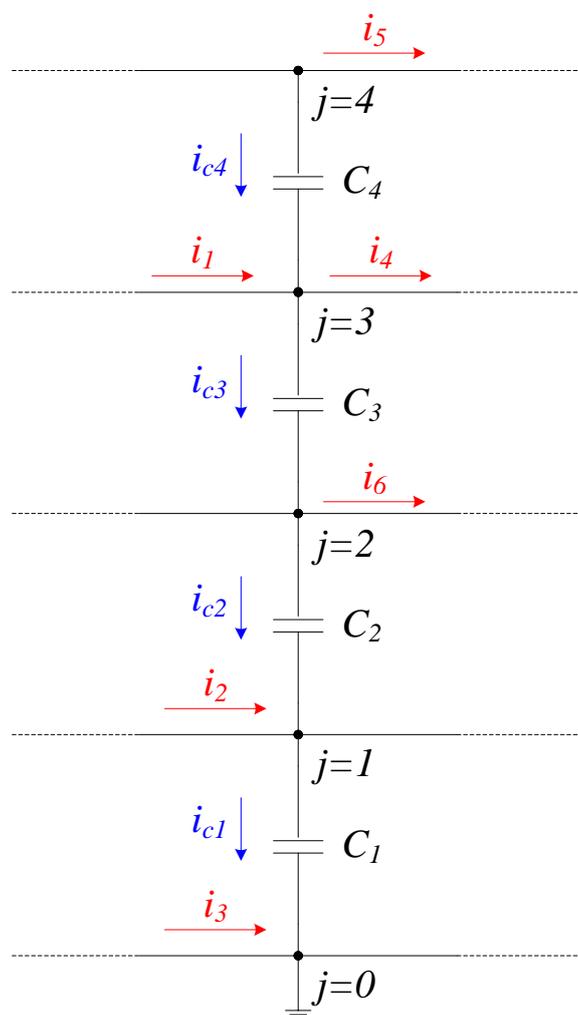


Figura 2.31 – Correntes nos bancos de condensadores no conversor de cinco níveis.

Assumindo que os braços do retificador apresentam a combinação de estados $n_1 = 3$, $n_2 = 1$ e $n_3 = 0$, e que os braços do inversor apresentam a combinação de estados $n_4 = 3$, $n_5 = 4$ e $n_6 = 2$, as correntes em cada condensador [Seixas15d] são dadas por:

$$i_{C4} = \sum_{k=1}^3 \delta_{4n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{4n_k} i_k = -i_5 \quad (2.119)$$

$$i_{C3} = \sum_{k=1}^3 \delta_{3n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{3n_k} i_k = i_1 - i_4 - i_5 \quad (2.120)$$

$$i_{C2} = \sum_{k=1}^3 \delta_{2n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{2n_k} i_k = i_1 - i_4 - i_5 - i_6 \quad (2.121)$$

$$i_{C1} = \sum_{k=1}^3 \delta_{1n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{1n_k} i_k = i_1 + i_2 - i_4 - i_5 - i_6 \quad (2.122)$$

A tensão v_{dc} aos terminais dos bancos de condensadores, é a soma das tensões v_{C1} , v_{C2} , v_{C3} e v_{C4} nos bancos de condensadores C_1 , C_2 , C_3 e C_4 , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dc}}{dt} = \sum_{j=1}^4 \frac{1}{C_j} i_{Cj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\} \quad (2.123)$$

O conversor de cinco níveis na configuração MPC é modelado por (2.113) a (2.123).

2.5.1.5 Conversor de p níveis

O modelo do conversor eletrónico de energia com transmissão de energia em CA na configuração MPC pode ser generalizado para um número de p níveis. A configuração do SCEO com transmissão de energia em CA, equipado com um

conversor de p níveis, na configuração MPC está representada com maior pormenor na Figura 2.32.

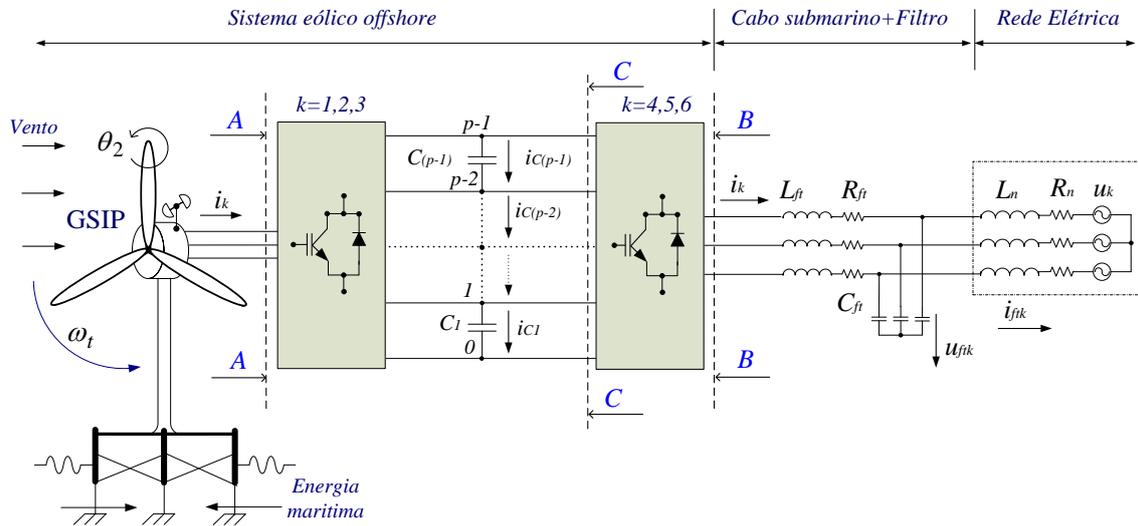
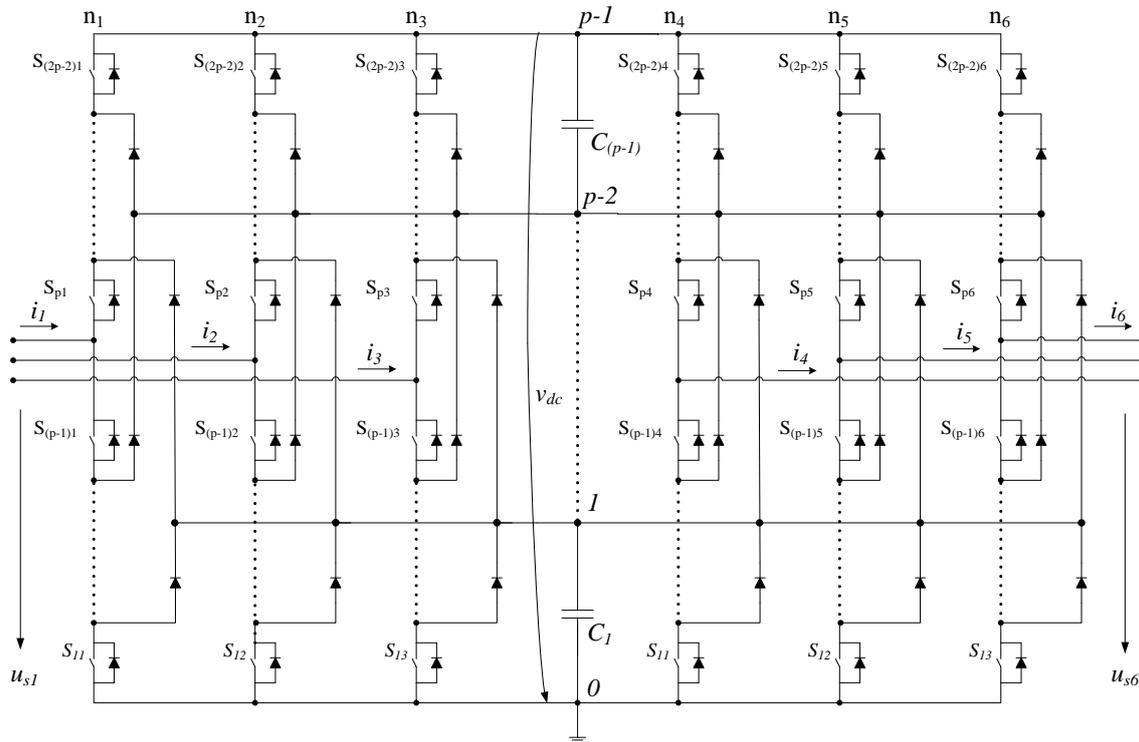


Figura 2.32 – SCEO com transmissão em CA com conversor de p níveis

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e um divisor de tensão constituído por $(p-1)$ bancos de condensadores $C_1, \dots, C_{(p-1)}$. O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre os bancos de condensadores $C_1, \dots, C_{(p-1)}$ e um filtro de segunda ordem ligado entre o cabo submarino e a rede elétrica. A configuração do conversor de p níveis, ver Figura 2.32 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.33.


 Figura 2.33 – Conversor de p níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por $6(2p-2)$ transístores IGBTs, cada um ligado a um diódo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de $(2p-2)$ interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, \dots, 2p-2\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam uma variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, \dots, p-1\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor.

O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

O estado de comutação, 1 ou 0, de cada interruptor S_{ik} é definido pela variável de estado de comutação, γ_{nik} , dada por:

$$\gamma_{nik} = \begin{cases} 0 & n_k + (p-1) < i \leq n_k \\ 1 & n_k < i \leq n_k + (p-1) \end{cases} \quad n_k \in \{0, \dots, p-1\} \quad (2.124)$$

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de estado de comutação λ_{nik} , da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais dos IGBTs u_{mk} , e as hipóteses consideradas na secção 2.5 indicadas na Tabela 2.7 [Seixas15d].

Tabela 2.7 – Combinações de comutação do braço do conversor de p níveis.

$S_{(2p-2)k}$	$S_{(2p-3)k}$...	S_{2k}	S_{1k}	n_k	u_{mk}
$\gamma_{(p-1)(2p-2)k}$	$\gamma_{(p-1)(2p-3)k}$...	$\gamma_{(p-1)2k}$	$\gamma_{(p-1)1k}$	p-1	$\sum_{j=1}^{p-1} v_{C1} + v_{C2} + \dots + v_{C(p-2)} + v_{C(p-1)}$
$\gamma_{(p-2)(2p-2)k}$	$\gamma_{(p-2)(2p-3)k}$...	$\gamma_{(p-2)2k}$	$\gamma_{(p-2)1k}$	p-2	$\sum_{j=1}^{p-2} v_{C1} + v_{C2} + \dots + v_{C(p-2)}$
...
$\gamma_{1(2p-2)k}$	$\gamma_{1(2p-3)k}$...	γ_{12k}	γ_{11k}	1	v_{C1}
$\gamma_{0(2p-2)k}$	$\gamma_{0(2p-3)k}$...	γ_{02k}	γ_{01k}	0	0

A variável de comutação do braço k para $k \in \{1, \dots, 6\}$ é dada por:

$$n_k = \begin{cases} p-1, & (S_{pk}, S_{(p+1)k}, \dots, S_{(2p-2)k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{2k}, \dots, S_{(p-1)k}) = 0 \\ p-2, & (S_{(p-1)k}, S_{pk}, \dots, S_{(2p-3)k}) = 1 \text{ e } (S_{1k}, S_{2k}, \dots, S_{(2p-2)k}) = 0 \\ \dots \\ 1, & (S_{2k}, S_{3k}, \dots, S_{pk}) = 1 \text{ e } (S_{pk}, S_{(p+1)k}, \dots, S_{(2p-2)k}) = 0 \\ 0, & (S_{1k}, S_{2k}, \dots, S_{(p-1)k}) = 1 \text{ e } (S_{pk}, S_{(p+1)k}, \dots, S_{(2p-2)k}) = 0 \end{cases} \quad (2.125)$$

A configuração do retificador de p níveis, ver Figura 2.32 entre AA e CC, está representada com maior pormenor na Figura 2.34.

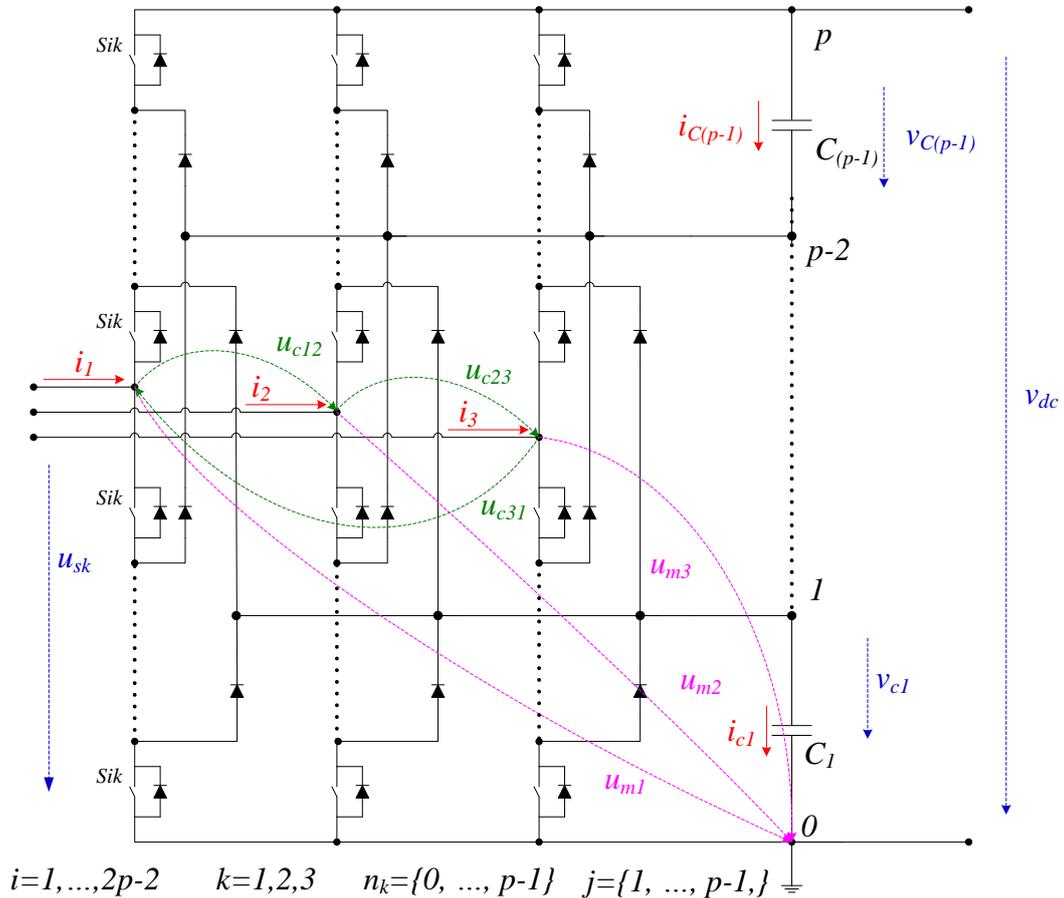


Figura 2.34 – Retificador de p níveis.

As combinações dos estados de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor determinam também uma variável de nível δ_{jn_k} que corresponde aos estados de carga de cada banco de condensadores, C_j , com $j \in \{1, \dots, p-1\}$. A variável de nível δ_{jn_k} no braço k [khomfoi07, Seixas15d] é dada por:

$$\delta_{jn_k} = \begin{cases} 0 & j > n_k \\ 1 & j \leq n_k \end{cases} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \quad n_k \in \{0, \dots, p-1\} \quad (2.126)$$

Assim, o banco de condensadores $C_{(p-1)}$ só irá alterar o estado de carga se pelo menos um dos braços k apresentar uma combinação de estados de comutação dos interruptores que selecione o nível $(p-1)$, ou seja $n_k = p-1$. O banco de condensadores $C_{(p-2)}$ irá alterar o estado de carga desde que um dos braços k apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que selecione o nível $(p-1)$ ou o nível $(p-2)$, e assim sucessivamente até C_1 . De um modo genérico a alteração de estado de carga do banco de condensadores C_j é realizada desde que um dos braços k do conversor apresente uma combinação de estados de comutação dos interruptores que selecione o nível $n_k \geq j$.

O vetor das tensões aos terminais dos IGBTs do retificador u_{mk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão v_{cj} nos bancos de condensadores C_j [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^{p-1} [\delta_{jn_k}] v_{Cj} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.127)$$

Considerando (2.87) e (2.127) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{Cj} nos bancos de condensadores C_j [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^{p-1} (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{Cj} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.128)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível

δ_{jn_k} e das tensões v_{C_j} nos bancos de condensadores C_j [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^{p-1} (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{C_j} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.129)$$

A corrente i_{C_j} em cada banco de condensadores C_j está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{C_j} define se as correntes i_k de entrada no retificador e de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_j , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor, [Melício14, Seixas15d] sendo dada por:

$$i_{C_j} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{1, \dots, 6\} \quad (2.130)$$

A alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é explicada com mais pormenor tomando o exemplo representado na Figura 2.35.

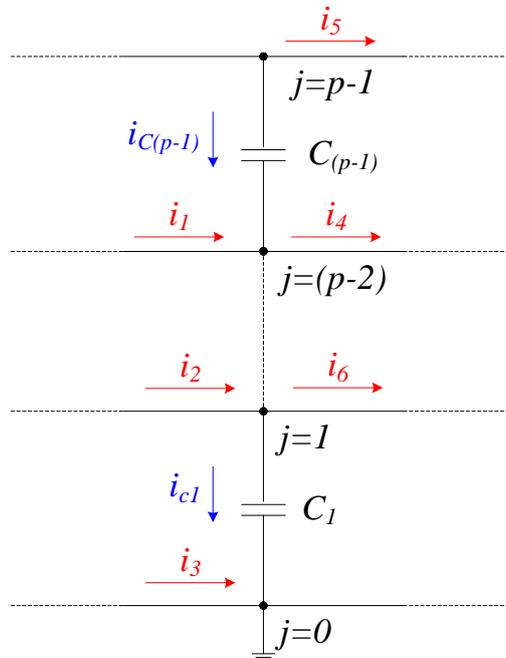


Figura 2.35 – Correntes nos bancos de condensadores no conversor de p níveis.

Assumindo que os braços do retificador apresentam a combinação de estados $n_1 = p - 2$, $n_2 = 1$ e $n_3 = 0$, e que os braços do inversor apresentam a combinação de estados $n_4 = p - 2$, $n_5 = p - 1$ e $n_6 = 1$, as correntes em cada condensador [Seixas15d] são dadas por:

$$i_{C_{(p-1)}} = \sum_{k=1}^3 \delta_{(p-1)n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{(p-1)n_k} i_k = -i_5 \quad (2.131)$$

...

$$i_{C_1} = \sum_{k=1}^3 \delta_{1n_k} i_k - \sum_{k=4}^6 \delta_{1n_k} i_k = i_1 + i_2 - i_4 - i_5 - i_6 \quad (2.132)$$

A tensão v_{dc} aos terminais dos bancos de condensadores, é a soma das tensões v_{C_j} nos bancos de condensadores de capacidade C_j , sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dc}}{dt} = \sum_{j=1}^{p-1} \frac{1}{C_j} i_{C_j} \quad j \in \{1, \dots, p-1\} \quad (2.133)$$

O conversor de p níveis na configuração MPC é modelado por (2.124) a (2.133).

Este estudo é uma das contribuições originais desta tese [Seixas15d].

2.5.2 Transmissão em corrente contínua

Um SCEO com transmissão de energia em CC equipado com conversor de p níveis está representado na Figura 2.36.

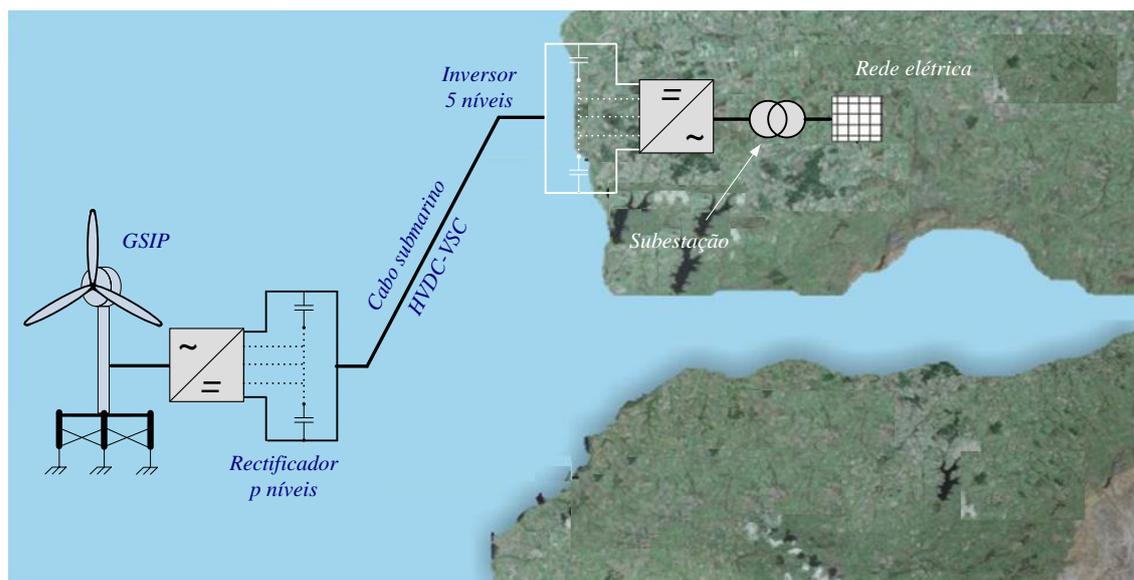


Figura 2.36 – SCEO, transmissão em CC com conversor de p níveis.

Na Figura 2.36, é representado o SCEO com transmissão de energia elétrica em CC. O conversor eletrónico de energia de comutação forçada de dois estágios de processamento de energia é descrito respetivamente pela consideração de modelos de dois níveis ou por modelos multinível de três, quatro, cinco ou de p níveis, na configuração MPC e está ligado entre o GSIP situado na plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas e a subestação na plataforma continental utilizando um cabo submarino bipolar CC para guiar a energia elétrica. O cabo submarino bipolar CC faz a ligação entre os dois estágios de processamento de energia do conversor, i.e., guia a energia elétrica resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina desde o SCEO para uma subestação ligada à rede elétrica na plataforma continental.

2.5.2.1 Conversor de dois níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CC, equipado com um conversor de dois níveis está representada com maior pormenor na Figura 2.37.

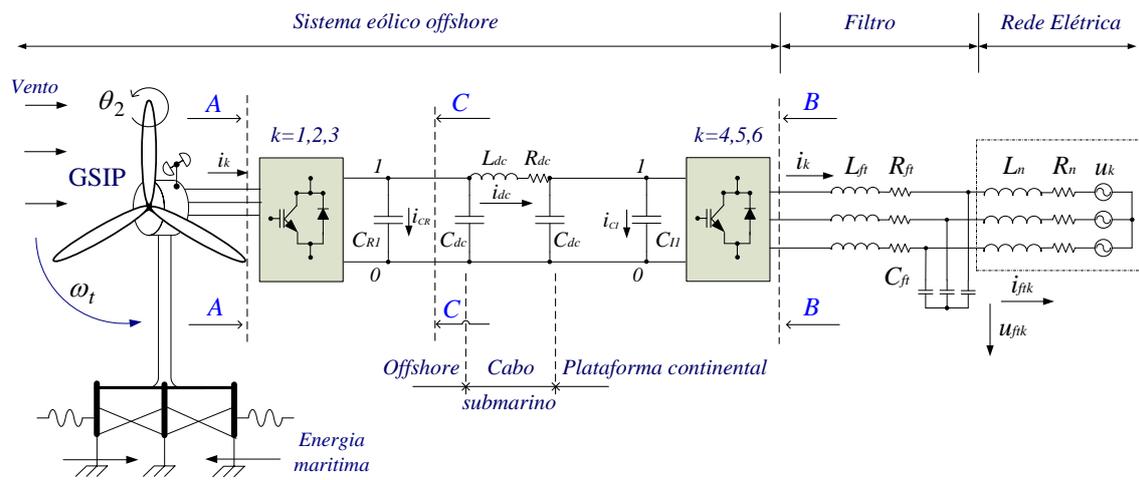


Figura 2.37 – SCEO com transmissão em CC com conversor de dois níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e o primeiro banco de condensadores C_{R1} situado na plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas. O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre o segundo banco de condensadores C_{I1} e um filtro de segunda ordem ligado antes da rede elétrica, situados numa subestação de energia elétrica na plataforma continental. O cabo submarino CC está ligado entre o primeiro banco de condensadores a jusante do retificador e o segundo banco de condensadores a montante do inversor. A configuração do conversor de dois níveis ligado pelo cabo submarino bipolar CC, ver Figura 2.37 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.38.

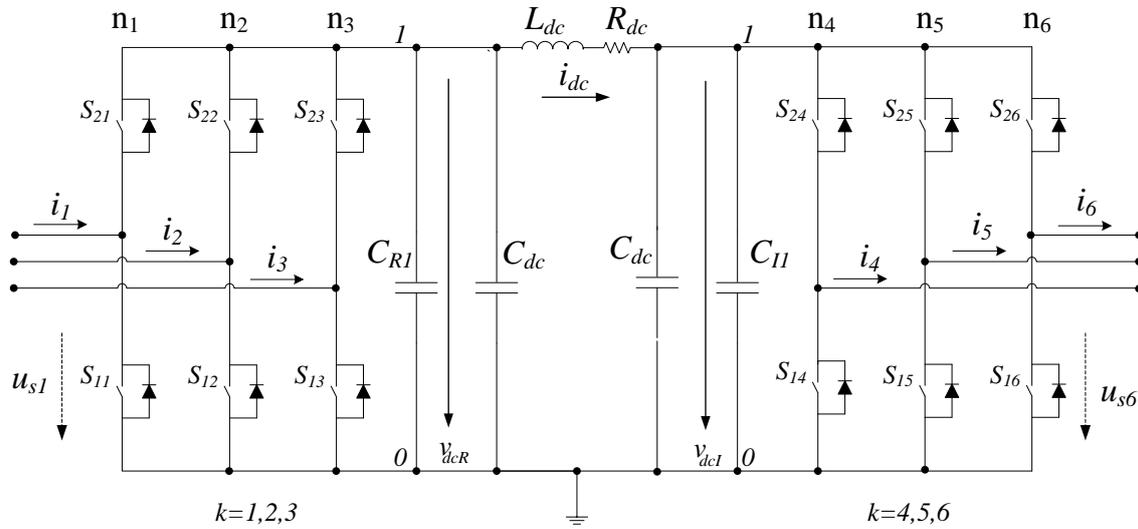


Figura 2.38 – Conversor de dois níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por doze transístores IGBTs, cada um ligado a um díodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de dois interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam a variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado do interruptor $i=1$ no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} e das hipóteses consideradas na secção 2.5 são idênticas às indicadas na Tabela 2.3 [Silva07, Seixas14a].

A expressão para a variável de comutação n_k no braço k [Melício14, Seixas14a] é idêntica à considerada em (2.80).

A configuração do retificador de dois níveis com transmissão de energia em corrente contínua, ver Figura 2.37 entre AA e CC, é representada com maior pormenor na Figura 2.19.

O vetor das tensões aos terminais do IGBT u_{mk} do retificador em função da variável de comutação n_k e da tensão v_{dcR} no banco de condensadores C_{Rj} é dado por:

$$[u_{mk}] = [n_k]v_{dcR} \quad n_k \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.134)$$

Considerando (2.87) e (2.134) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de comutação n_k e da tensão v_{dcR} no banco de condensadores C_{Rj} é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3}(2n_k - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 n_l)v_{dcR} \quad n_k \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.135)$$

A corrente i_R na saída do retificador, em função da variável de comutação n_k e das correntes de fase i_k na entrada do retificador é dada por:

$$i_R = \sum_{k=1}^3 n_k i_k \quad n_k \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.136)$$

A corrente i_{dc} no cabo submarino é determinada pela equação de estado dada por:

$$\frac{di_{dc}}{dt} = \frac{1}{L_{dc}}(v_{dcR} - R_{dc} i_{dc} - v_{dcI}) \quad (2.137)$$

A tensão v_{dcR} no banco de condensadores C_{Rj} , é dada por:

$$\frac{dv_{dcR}}{dt} = \frac{1}{C_{Rj} + C_{dc}} \left(\sum_{k=1}^3 n_k i_k - i_{dc} \right) \quad j \in \{1\}, \quad n_k \in \{0,1\}, \quad k \in \{1,2,3\} \quad (2.138)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} e para a corrente de saída do inversor e entrada do filtro com $k \in \{4,5,6\}$, é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de comutação n_k e da tensão v_{dcI} no banco de condensadores C_{Ij} é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \left(2n_k - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 n_l \right) v_{dcI} \quad n_k \in \{0,1\}, \quad k \in \{4,5,6\} \quad (2.139)$$

A corrente i_I na entrada do inversor, em função da variável de comutação n_k e das correntes de fase na saída do inversor i_k é dada por:

$$i_I = \sum_{k=4}^6 n_k i_k \quad n_k \in \{0,1\}, \quad k \in \{4,5,6\} \quad (2.140)$$

A tensão v_{dcI} no banco de condensadores C_{Ij} é dada por:

$$\frac{dv_{dcI}}{dt} = \frac{1}{C_{Ij} + C_{dc}} \left(i_{dc} - \sum_{k=4}^6 n_k i_k \right) \quad j \in \{1\}, \quad n_k \in \{0,1\}, \quad k \in \{4,5,6\} \quad (2.141)$$

O conversor de dois níveis é modelado por (2.80), (2.87) e (2.135) a (2.141).

2.5.2.2 Conversor de três níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CC, equipado com um conversor de três níveis na configuração MPC está representada com maior pormenor na Figura 2.39.

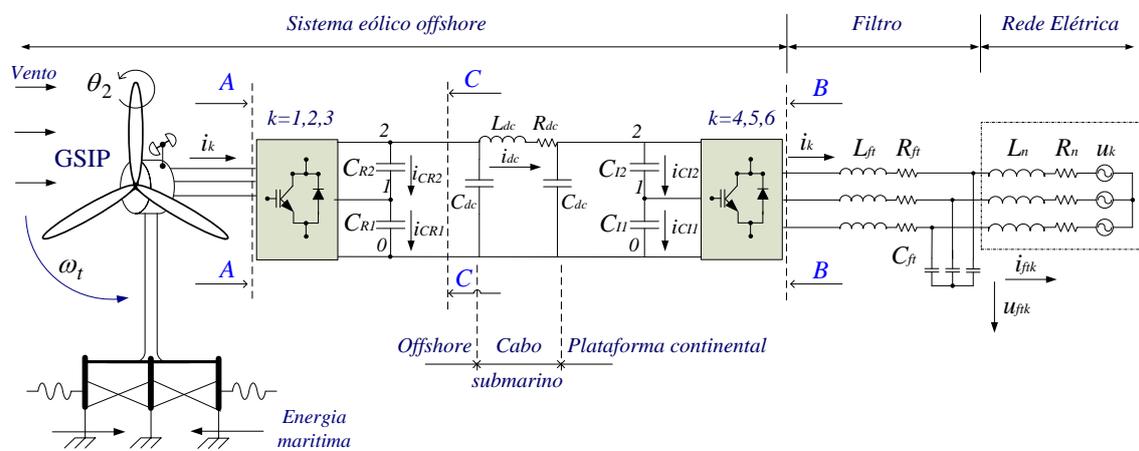


Figura 2.39 – SCEO com transmissão em CC com conversor de três níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e o primeiro divisor de tensão constituído por dois bancos de condensadores, C_{R1} e C_{R2} situado na plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas. O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre o segundo divisor de tensão constituído por dois bancos de condensadores, C_{I1} e C_{I2} e um filtro de segunda ordem ligado antes da rede elétrica, situados numa subestação de energia elétrica na plataforma continental. O cabo submarino CC está ligado entre o primeiro divisor de tensão a jusante do retificador e o segundo divisor de tensão a montante do inversor. A configuração do conversor de três níveis ligados pelo cabo submarino bipolar CC, ver

Figura 2.39 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.40.

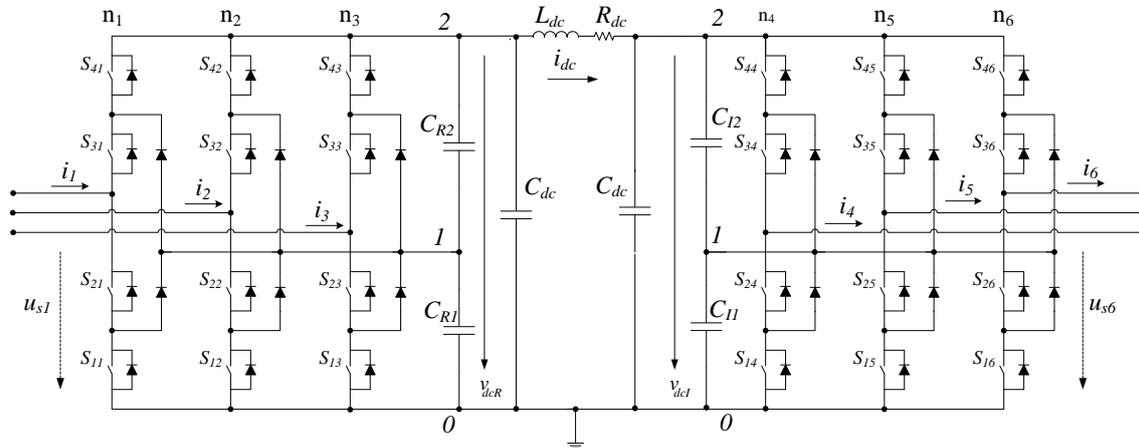


Figura 2.40 – Transmissão em CC, conversor de três níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por vinte e quatro transístores IGBTs, cada um ligado a um diodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de quatro interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2, 3, 4\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam a variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1, 2\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado dos interruptores ($i=1$ e $i=2$), ($i=2$ e $i=3$) ou ($i=3$ e $i=4$) no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} e das hipóteses consideradas na secção 2.5 são idênticas às indicadas na Tabela 2.4 [Silva07, Seixas14e].

As expressões das variáveis de comutação n_k [Melício14, Seixas14a] e de nível δ_{jn_k} [khomfoi07, Seixas14a] no braço k são idênticas às consideradas em (2.94) e (2.95), respetivamente.

A equação de estado para a corrente contínua i_{dc} no cabo submarino CC é idêntica à considerada em (2.137).

A configuração do retificador de três níveis com transmissão de energia em corrente contínua, ver Figura 2.39 entre AA e CC, é representada com maior pormenor na Figura 2.22.

O vetor das tensões aos terminais do IGBTs u_{mk} do retificador em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores v_{CRj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^2 [\delta_{jn_k}] v_{CRj} \quad j \in \{1, 2\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.142)$$

Considerando (2.87) e (2.142) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{CR1} e v_{CR2} nos bancos de condensadores C_{R1} e C_{R2} , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^2 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{CRj} \quad j \in \{1, 2\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.143)$$

A corrente i_{CRj} em cada banco de condensadores C_{Rj} à saída do retificador está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{CRj} define se as correntes i_k de entrada no retificador podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_{Rj} , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor [Melício14, Seixas14e] e com a corrente que transita no cabo submarino, sendo dada por:

$$i_{CRj} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - i_{dc} \quad j \in \{1, 2\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.144)$$

A explicação mais pormenorizada da alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é idêntica à apresentada na Figura 2.23 e respetivo texto.

A tensão v_{dcR} é a soma das tensões v_{CR1} e v_{CR2} nos bancos de condensadores C_{R1} e C_{R2} , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dcR}}{dt} = \sum_{j=1}^2 \frac{1}{C_{Rj} + C_{dc}} i_{CRj} \quad j \in \{1, 2\} \quad (2.145)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

O vetor das tensões aos terminais do IGBTs u_{mk} do inversor em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores, v_{CIj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^2 [\delta_{jn_k}] v_{CIj} \quad j \in \{1, 2\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{4, 5, 6\} \quad (2.146)$$

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível

δ_{jn_k} e das tensões v_{C11} e v_{C12} nos bancos de condensadores C_{11} e C_{12} , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^2 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{C1j} \quad j \in \{1,2\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.147)$$

A corrente i_{C1j} em cada banco de condensadores C_{1j} à entrada do inversor está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{C1j} define se as correntes i_k , de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_{1j} , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor [Melício14, Seixas14e] e com a corrente que transita no cabo submarino CC, sendo dada por:

$$i_{C1j} = i_{dc} - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1,2\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.148)$$

A tensão v_{dc1} é a soma das tensões v_{C11} e v_{C12} nos bancos de condensadores C_{11} e C_{12} , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dc1}}{dt} = \sum_{j=1}^2 \frac{1}{C_{1j} + C_{dc}} i_{C1j} \quad j \in \{1,2\} \quad (2.149)$$

O conversor de três níveis com transmissão em corrente contínua na configuração MPC é modelado por (2.87), (2.94), (2.95), (2.137) e (2.142) a (2.149).

2.5.2.3 Conversor de quatro níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CC equipado com um conversor de quatro níveis na configuração MPC está representada com maior pormenor na Figura 2.41.

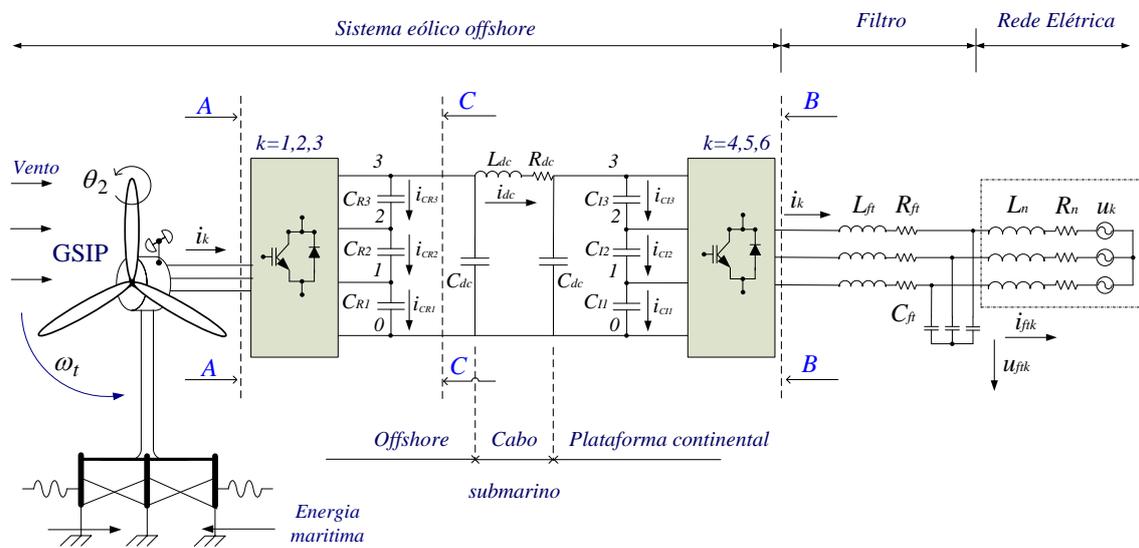


Figura 2.41 – SCEO com transmissão em CC com conversor de quatro níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e o primeiro divisor de tensão constituído por três bancos de capacitores, C_{R1} , C_{R2} e C_{R3} situado na plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas. O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre o segundo divisor de tensão constituído por três bancos de capacitores, C_{I1} , C_{I2} e C_{I3} e um filtro de segunda ordem ligado antes da rede elétrica, situados numa subestação de energia elétrica na plataforma continental. O cabo submarino CC está ligado entre o primeiro

divisor de tensão a jusante do retificador e o segundo divisor de tensão a montante do inversor. A configuração do conversor de quatro níveis ligados pelo cabo submarino bipolar CC, ver Figura 2.41 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.42.

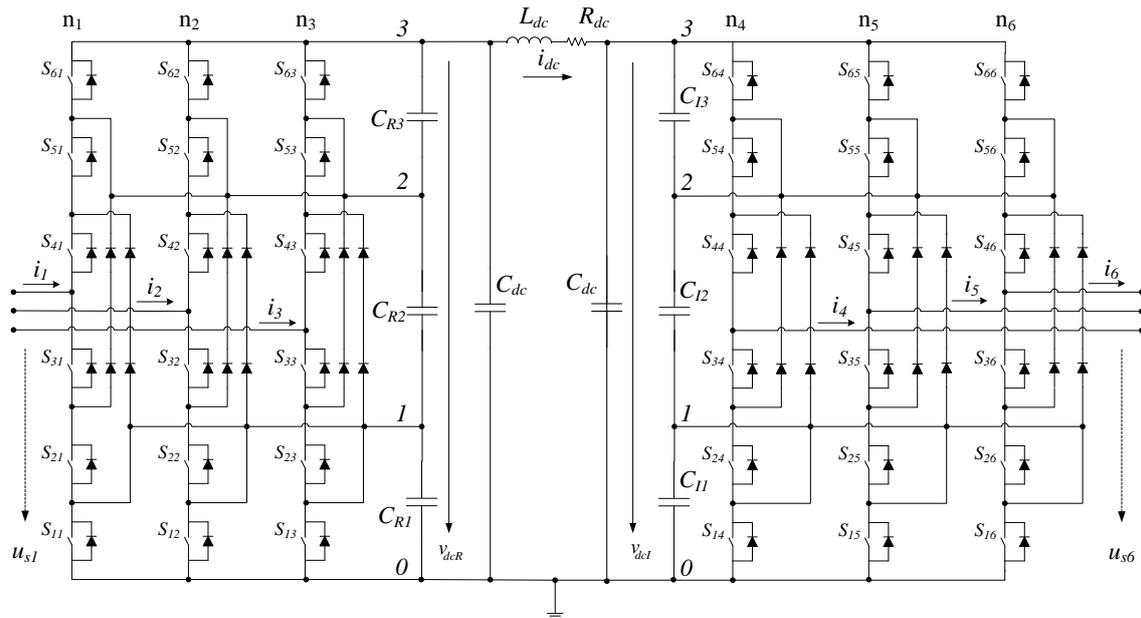


Figura 2.42 – Conversor de quatro níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por trinta e seis transístores IGBTs, cada um ligado a um díodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de seis interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam a variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1, 2, 3\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado dos interruptores ($i = 1, i = 2$ e $i = 3$), ($i = 2, i = 3$ e $i = 4$), ($i = 3, i = 4$ e $i = 5$) ou

($i=4, i=5$ e $i=6$) no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1,2,3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4,5,6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} e das hipóteses consideradas na secção 2.5 são idênticas às indicadas na Tabela 2.5 [Melício10a, Seixas14c].

As expressões das variáveis de comutação n_k [Melício14, Seixas14b] e de nível δ_{jn_k} [khomfoi07, Seixas14b] no braço k são idênticas às consideradas em (2.103) e (2.104), respetivamente.

A equação de estado para a corrente contínua i_{dc} no cabo submarino CC é idêntica à considerada em (2.137).

A configuração do retificador de quatro níveis com transmissão de energia em corrente contínua, ver Figura 2.41 entre AA e CC, é representada com maior pormenor na Figura 2.26.

O vetor das tensões aos terminais do IGBTs u_{mk} do retificador em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores v_{CRj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^3 [\delta_{jn_k}] v_{CRj} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{1,2,3\} \quad (2.150)$$

Considerando (2.87) e (2.150) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{CR1} , v_{CR2} e v_{CR3} nos bancos de

condensadores C_{R1} , C_{R2} e C_{R3} , respetivamente, v_{CRj} [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^3 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{CRj} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.151)$$

A corrente i_{CRj} em cada banco de condensadores C_{Rj} à saída do retificador está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{CRj} define se as correntes i_k , de entrada no retificador podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_{Rj} , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor [Melício14, Seixas14c] e com a corrente que transita no cabo submarino, sendo dada por:

$$i_{CRj} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - i_{dc} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.152)$$

A explicação mais pormenorizada da alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é idêntica à apresentada na Figura 2.27e respetivo texto.

A tensão v_{dcR} é a soma das tensões v_{CR1} , v_{CR2} e v_{CR3} nos bancos de condensadores C_{R1} , C_{R2} e C_{R3} , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dcR}}{dt} = \sum_{j=1}^3 \frac{1}{C_{Rj} + C_{dc}} i_{CRj} \quad j \in \{1, 2, 3\} \quad (2.153)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

O vetor das tensões aos terminais do IGBTs u_{mk} do inversor em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores, v_{CIj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^3 [\delta_{jn_k}] v_{CIj} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.154)$$

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{CI1} , v_{CI2} e v_{CI3} nos bancos de condensadores C_{I1} , C_{I2} e C_{I3} , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^3 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{CIj} \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.155)$$

A corrente i_{CIj} em cada banco de condensadores C_{Ij} à entrada do inversor está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{CIj} define se as correntes i_k , de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_{Ij} , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor e com a corrente que transita no cabo submarino CC, [Melício14, Seixas14c] sendo dada por:

$$i_{CIj} = i_{dc} - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1, 2, 3\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.156)$$

A tensão v_{dcI} é a soma das tensões v_{CI1} , v_{CI2} e v_{CI3} nos bancos de condensadores C_{I1} , C_{I2} e C_{I3} , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dcI}}{dt} = \sum_{j=1}^3 \frac{1}{C_{Ij} + C_{dc}} i_{cIj} \quad j \in \{1, 2, 3\} \quad (2.157)$$

O conversor de quatro níveis com transmissão em corrente contínua na configuração MPC é modelado por (2.87), (2.103), (2.104), (2.137) e (2.150) a (2.157).

2.5.2.4 Conversor de cinco níveis

A configuração do SCEO com transmissão de energia em CC equipado com um conversor de cinco níveis na configuração MPC está representada com maior pormenor na Figura 2.43.

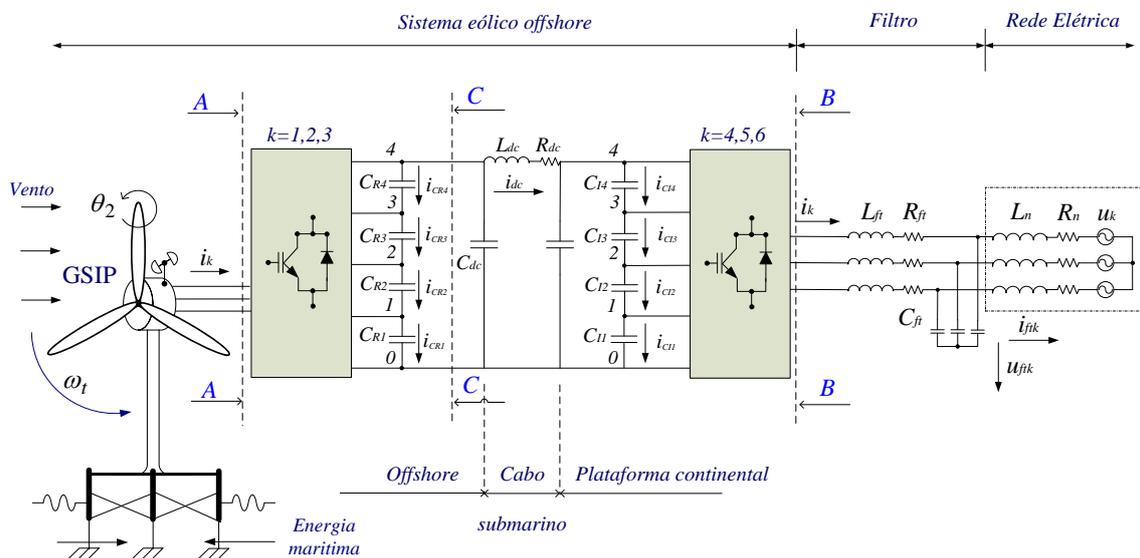


Figura 2.43 – SCEO com transmissão em CC com conversor de cinco níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e o primeiro divisor de tensão constituído por quatro bancos de condensadores, C_{R1} , C_{R2} , C_{R3} e C_{R4} situado na plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas. O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre o segundo divisor de tensão constituído por quatro bancos de condensadores, C_{I1} , C_{I2} , C_{I3} e C_{I4} e um filtro de segunda ordem ligado antes da rede elétrica, situados numa subestação de energia elétrica na plataforma continental. O cabo submarino CC está ligado entre o primeiro divisor de tensão a jusante do retificador e o segundo divisor de tensão a montante do inversor. A configuração do conversor de cinco níveis ligados pelo cabo submarino bipolar CC, ver Figura 2.43 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.44.

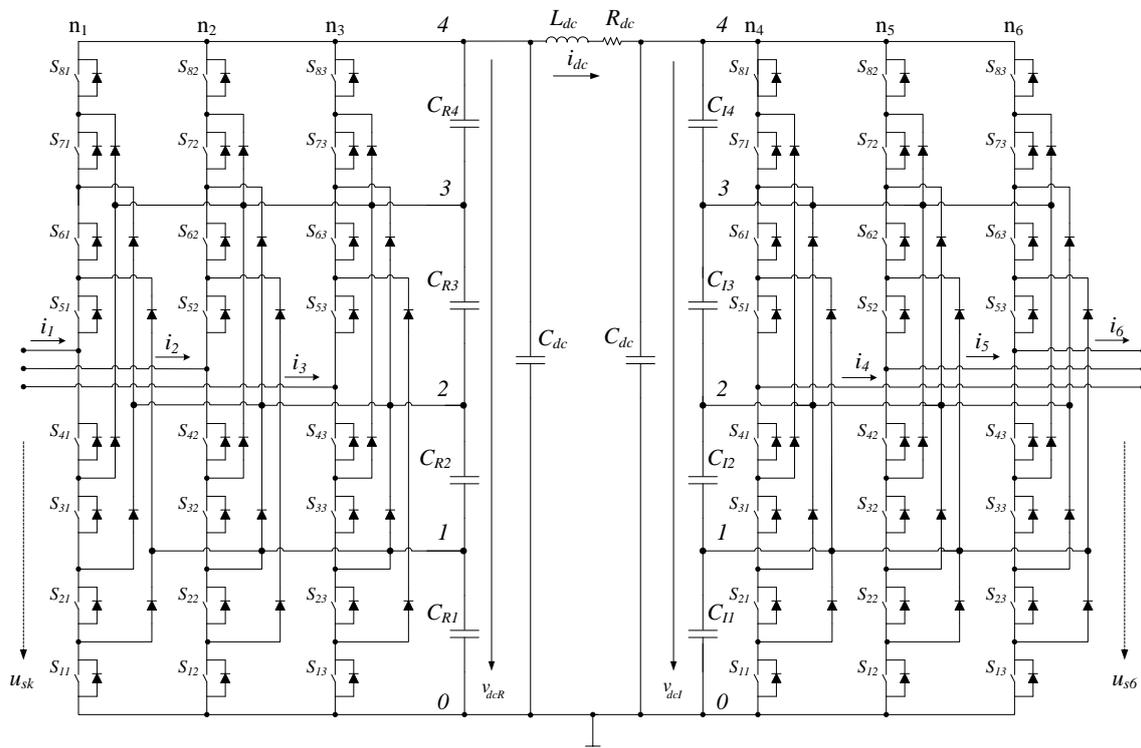


Figura 2.44 – Conversor de cinco níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por quarenta e oito transístores IGBTs, cada um ligado a um díodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de oito interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam uma variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, 1, 2, 3, 4\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor. A variável de comutação n_k identifica o estado dos interruptores $(i=1, i=2, i=3 \text{ e } i=4)$, $(i=2, i=3, i=4 \text{ e } i=5)$, $(i=3, i=4, i=5 \text{ e } i=6)$, $(i=4, i=5, i=6 \text{ e } i=7)$ ou $(i=5, i=6, i=7 \text{ e } i=8)$ no braço k do conversor. O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais do IGBT u_{mk} e das hipóteses consideradas na secção 2.5 são idênticas às indicadas na Tabela 2.6 [Seixas15d].

As expressões das variáveis de comutação n_k [Seixas15d] e de nível δ_{jn_k} [khomfoi07, Seixas15d] no braço k são idênticas às consideradas em (2.113) e (2.114), respetivamente.

A equação de estado para a corrente contínua i_{dc} no cabo submarino CC é idêntica à considerada em (2.137).

A configuração do retificador de cinco níveis com transmissão de energia em corrente contínua, ver Figura 2.43 entre AA e CC, é representada com maior pormenor na Figura 2.30.

O vetor das tensões aos terminais do IGBTs u_{mk} do retificador em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores v_{CRj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^4 [\delta_{jn_k}] v_{CRj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.158)$$

Considerando (2.87) e (2.158) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{CR1} , v_{CR2} , v_{CR3} e v_{CR4} nos bancos de condensadores C_{R1} , C_{R2} , C_{R3} e C_{R4} , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^4 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{CRj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.159)$$

A corrente i_{CRj} em cada banco de condensadores C_{Rj} à saída do retificador está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{CRj} define se as correntes i_k de entrada no retificador podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_{Rj} , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor [Seixas15d] e com a corrente que transita no cabo submarino, sendo dada por:

$$i_{CRj} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - i_{dc} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.160)$$

A explicação mais pormenorizada da alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é idêntica à apresentada na Figura 3.346 e respetivo texto.

A tensão v_{dcR} é a soma das tensões v_{CR1} , v_{CR2} , v_{CR3} e v_{CR4} nos bancos de condensadores C_{R1} , C_{R2} , C_{R3} e C_{R4} , respetivamente, sendo determinada pela equação dada por:

$$\frac{dv_{dcR}}{dt} = \sum_{j=1}^4 \frac{1}{C_{Rj} + C_{dc}} i_{CRj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\} \quad (2.161)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

O vetor das tensões aos terminais do IGBTs u_{mk} do inversor em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores, v_{CIj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^4 [\delta_{jn_k}] v_{CIj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{4, 5, 6\} \quad (2.162)$$

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{CI1} , v_{CI2} , v_{CI3} e v_{CI4} nos bancos de condensadores C_{I1} , C_{I2} , C_{I3} e C_{I4} , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^4 (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{CIj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{4, 5, 6\} \quad (2.163)$$

A corrente i_{CIj} em cada banco de condensadores C_{Ij} à entrada do inversor está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{CIj} define se as correntes i_k ,

de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_j , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor [Seixas15d] e com a corrente que transita no cabo submarino CC, sendo dada por:

$$i_{CIj} = i_{dc} - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1, 2, 3, 4\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{4, 5, 6\} \quad (2.164)$$

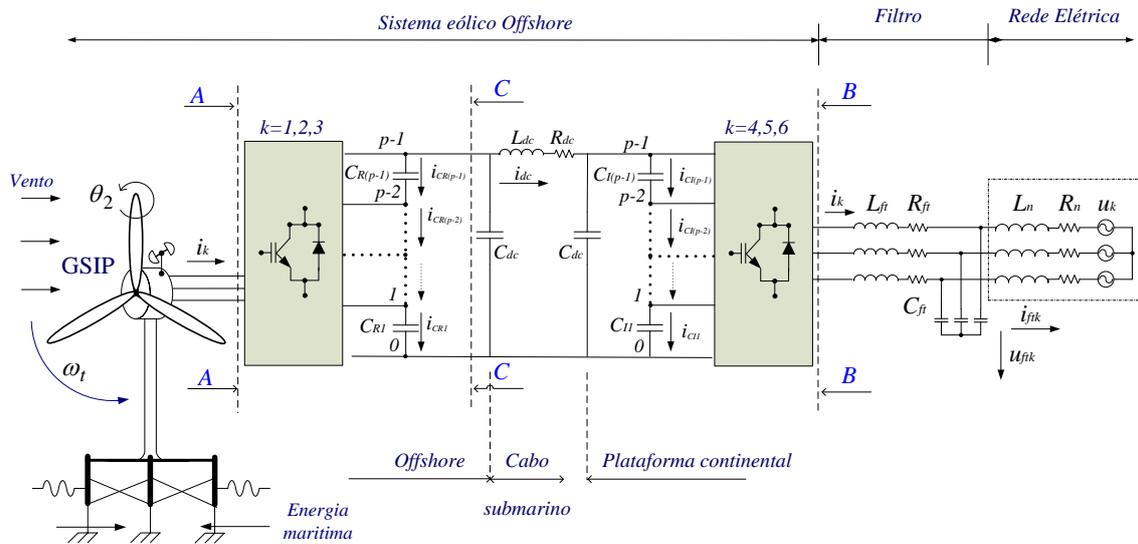
A tensão v_{dcI} é a soma das tensões v_{CI1} , v_{CI2} , v_{CI3} e v_{CI4} nos bancos de condensadores C_{I1} , C_{I2} , C_{I3} e C_{I4} , respetivamente, sendo determinada pela equação de estado dada por:

$$\frac{dv_{dcI}}{dt} = \sum_{j=1}^4 \frac{1}{C_{Ij} + C_{dc}} i_{CIj} \quad j \in \{1, 2, 3, 4\} \quad (2.165)$$

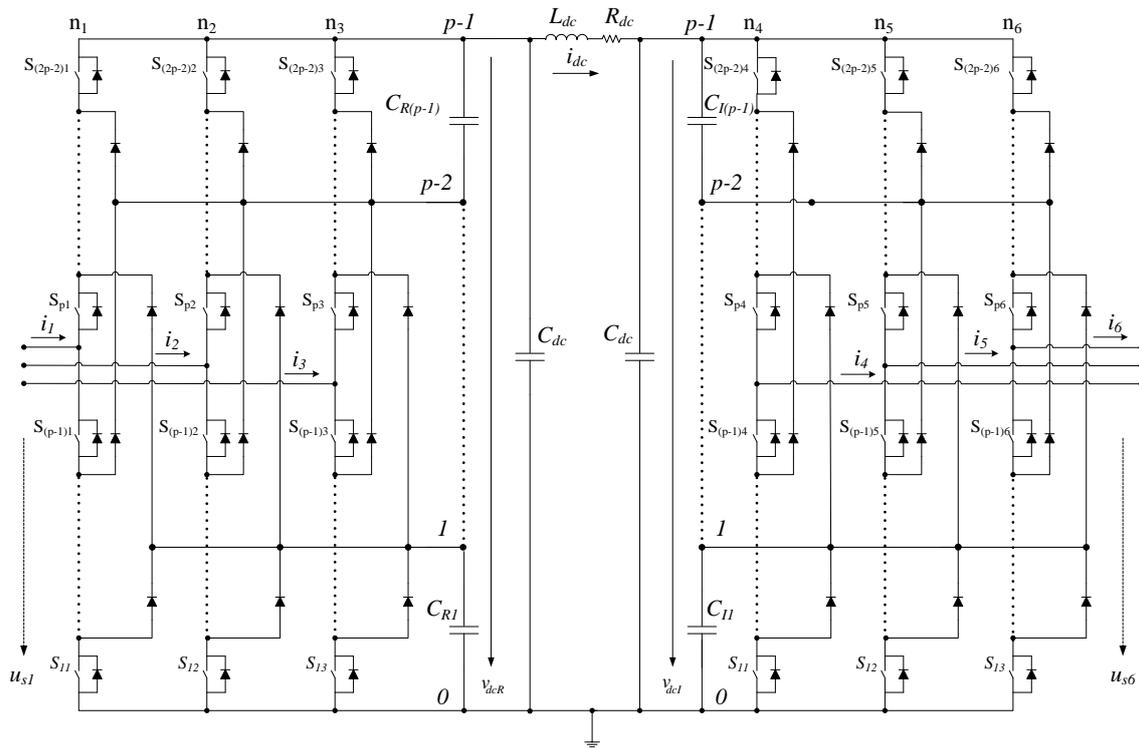
O conversor de cinco níveis com transmissão em corrente contínua na configuração MPC é modelado por (2.87), (2.113), (2.114), (2.137) e (2.158) a (2.165).

2.5.2.5 Conversor de p níveis

O modelo do conversor eletrónico de energia com transmissão de energia em CC na configuração MPC pode ser generalizado para um número de p níveis. A configuração do SCEO com transmissão de energia em CC, equipado com um conversor de p níveis na configuração MPC está representada com maior pormenor na Figura 2.45.


 Figura 2.45 – SCEO com transmissão em CC com conversor de p níveis.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e o primeiro divisor de tensão constituído por $(p-1)$ bancos de condensadores $C_{R1}, \dots, C_{R(p-1)}$ situado na plataforma flutuante semissubmersível em águas abertas. O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre o segundo divisor de tensão constituído por dois bancos de condensadores $C_{I1}, \dots, C_{I(p-1)}$ e um filtro de segunda ordem ligado antes da rede elétrica, situados numa subestação de energia elétrica na plataforma continental. O cabo submarino CC está ligado entre o primeiro divisor de tensão a jusante do retificador e o segundo divisor de tensão a montante do inversor. A configuração do conversor de p níveis ligado pelo cabo submarino bipolar CC, ver Figura 2.45 entre AA e BB, está representada com maior pormenor na Figura 2.46.


 Figura 2.46 – Conversor de p níveis.

O retificador e o inversor estão constituídos por $6(2p - 2)$ transístores IGBTs, cada um ligado a um díodo numa configuração em antiparalelo.

O conjunto de $(2p - 2)$ interruptores de energia i ligados à mesma fase constituem o braço k do conversor.

Cada interruptor identificado por S_{ik} com $i \in \{1, \dots, 2p - 2\}$ pode assumir um de dois estados de comutação, designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte. A combinação destes estados determinam uma variável de comutação n_k com $n_k \in \{0, \dots, p - 1\}$ que corresponde ao nível de tensão de cada braço k do conversor.

O índice k com $k \in \{1, 2, 3\}$ identifica os braços do retificador e com $k \in \{4, 5, 6\}$ identifica os braços do inversor.

A expressão da variável de estado de comutação λ_{nik} no braço k é idêntica à considerada em (2.124).

As combinações de comutação, condução ou corte, dos interruptores no braço k do conversor em função da variável de estado de comutação λ_{nik} , da variável de comutação n_k , da tensão aos terminais dos IGBTs u_{mk} , e as hipóteses consideradas na secção 2.5 são idênticas às indicadas na Tabela 2.7 [Seixas15d].

As expressões das variáveis de comutação n_k [Seixas15d] e de nível δ_{jn_k} [khomfoi07, Seixas15d] no braço k são idênticas às consideradas em (2.125) e (2.126), respetivamente.

A equação de estado para a corrente contínua i_{dc} no cabo submarino CC é idêntica à considerada em (2.137).

A configuração do retificador de p níveis com transmissão de energia em corrente contínua, ver Figura 2.45 entre AA e CC, é representada com maior pormenor na Figura 2.34.

O vetor das tensões aos terminais do IGBTs u_{mk} do retificador em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores v_{CRj} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^{p-1} [\delta_{jn_k}] v_{CRj} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.166)$$

Considerando (2.87) e (2.166) a tensão simples aos terminais do retificador u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões v_{CRj} nos bancos de condensadores C_{Rj} , respetivamente, [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^{p-1} (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^3 \delta_{jn_l}) v_{CRj} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.167)$$

A corrente i_{CRj} em cada banco de condensadores C_{Rj} à saída do retificador está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente i_{CRj} define se as correntes i_k de entrada no retificador podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_{Rj} , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor [Seixas15d] e com a corrente que transita no cabo submarino, sendo dada por:

$$i_{CRj} = \sum_{k=1}^3 \delta_{jn_k} i_k - i_{dc} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0, 1\}, k \in \{1, 2, 3\} \quad (2.168)$$

A explicação mais pormenorizada da alteração do estado de carga dos bancos de condensadores é idêntica à apresentada na Figura 2.35 e respetivo texto.

A tensão v_{dcR} é a soma das tensões v_{CRj} nos bancos de condensadores C_{Rj} sendo determinada pela equação de estado dada por:

$$\frac{dv_{dcR}}{dt} = \sum_{j=1}^{p-1} \frac{1}{C_{Rj} + C_{dc}} i_{CRj} \quad j \in \{1, \dots, p-1\} \quad (2.169)$$

A metodologia aplicada para a determinação da tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} é semelhante à metodologia aplicada no estudo do retificador.

O vetor das tensões aos terminais dos IGBTs u_{mk} do inversor em função da variável de nível δ_{jn_k} e da tensão nos bancos de condensadores, v_{Cij} [Seixas15d] é dado por:

$$[u_{mk}] = \sum_{j=1}^{p-1} [\delta_{jn_k}] v_{C_{lj}} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.170)$$

A tensão simples aos terminais do inversor u_{sk} em função da variável de nível δ_{jn_k} e das tensões e das tensões $v_{C_{lj}}$ nos bancos de condensadores C_{lj} [Seixas15d] é dada por:

$$u_{sk} = \frac{1}{3} \sum_{j=1}^{p-1} (2\delta_{jn_k} - \sum_{\substack{l=4 \\ l \neq k}}^6 \delta_{jn_l}) v_{C_{lj}} \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.171)$$

A corrente $i_{C_{lj}}$ em cada banco de condensadores C_{lj} à entrada do inversor está associada com a variável de nível δ_{jn_k} . A corrente $i_{C_{lj}}$ define se as correntes i_k , de saída do inversor podem alterar o estado de carga dos bancos de condensadores C_{lj} , de acordo com o nível de tensão no braço k do conversor [Seixas15d] e com a corrente que transita no cabo submarino CC, sendo dada por:

$$i_{C_{lj}} = i_{dc} - \sum_{k=4}^6 \delta_{jn_k} i_k \quad j \in \{1, \dots, p-1\}, \delta_{jn_k} \in \{0,1\}, k \in \{4,5,6\} \quad (2.172)$$

A tensão v_{dcI} é a soma das tensões $v_{C_{lj}}$ nos bancos de condensadores C_{lj} sendo determinada pela equação de estado dada por:

$$\frac{dv_{dcI}}{dt} = \sum_{j=1}^{p-1} \frac{1}{C_{lj} + C_{dc}} i_{C_{lj}} \quad j \in \{1, \dots, p-1\} \quad (2.173)$$

O conversor de p níveis com transmissão em corrente contínua na configuração MPC é modelado por (2.87), (2.124), (2.125, (2.126), (2.137) e (2.166) a (2.173).

Este estudo é uma das contribuições originais desta tese [Seixas15d].

2.6 Cabo Submarino e Filtro

A energia elétrica é guiada desde o SCEO em águas abertas para uma subestação ligada à rede elétrica na plataforma continental mediante a utilização de um cabo submarino, considerando as tecnologias disponíveis.

As tecnologias disponíveis para guiar a energia elétrica para a subestação na plataforma continental são o sistema em HVAC, o sistema HVDC LCC e o sistema em HVDC-VSC [Lazaridis05].

O modelo para o cabo submarino CA, com transmissão em corrente alternada, considerado é representado por uma associação série de uma resistência R_{cabo} com uma indutância L_{cabo} aos terminais do inversor e entrada no filtro de segunda ordem.

O modelo para o cabo submarino CC com transmissão em corrente contínua considerado é o modelo equivalente em π [Paiva11]. Sendo modelado como uma associação série de uma resistência R_{dc} com uma indutância L_{dc} longitudinais, respetivamente e C_{dc} a capacidade transversal do cabo submarino aos terminais do retificador e do inversor, respetivamente.

O modelo para o filtro de segunda ordem situado na subestação, com transmissão de energia em CA, é representado por uma indutância L_{filtro} , uma resistência R_{filtro} , e um banco de condensadores com uma capacidade C_{ft} , ver Figura 2.32.

Com transmissão em CA a resistência e a indutância longitudinais do cabo submarino e do filtro podem ser associadas numa resistência equivalente e numa indutância equivalente, respetivamente dadas por:

$$\begin{cases} L_{ft} = L_{cabo} + L_{filtro} \\ R_{ft} = R_{cabo} + R_{filtro} \end{cases} \quad (2.174)$$

Com transmissão em CC não é possível associar a resistência e a indutância longitudinais do cabo submarino com o filtro, uma vez que, o cabo se encontra a montante do inversor e o filtro se encontra a jusante do inversor. O modelo para o filtro de segunda ordem situado na subestação, com transmissão de energia em CC, é representado por uma indutância L_{ft} , uma resistência R_{ft} , e um banco de condensadores com uma capacidade C_{ft} , ver Figura 2.45.

As correntes de fase i_k na saída do inversor e entrada do filtro são determinadas pelas equações dadas por:

$$\frac{di_k}{dt} = \frac{1}{L_{ft}}(u_{sk} - R_{ft}i_k - u_{ftk}) \quad k \in \{4,5,6\} \quad (2.175)$$

A tensão u_{ftk} na saída do filtro, i.e., no ponto de ligação à rede é determinada pela equação dada por:

$$\frac{du_{ftk}}{dt} = \frac{1}{C_{ft}}(i_k - i_{ftk}) \quad k \in \{4,5,6\} \quad (2.176)$$

sendo i_{ftk} a corrente de saída do filtro e entrada da RE.

A equação (2.175) para as correntes de fase i_k na saída do inversor e entrada do filtro no sistema de eixos (α, β) permitem escrever a equação matricial dada por:

$$\frac{d}{dt}[i_{\alpha\beta}] = \frac{1}{L_{ft}}([u_{s\alpha\beta}] - R_{ft}[i_{\alpha\beta}] - [u_{ft\alpha\beta}]) \quad (2.177)$$

O vetor da tensão simples u_{sk} aos terminais do retificador ou aos terminais do inversor com componentes $u_{s\alpha\beta}$ no sistema de eixos de coordenadas (α, β) , considerando a transformação de Concordia $[C]$, é dado por:

$$[u_{s\alpha\beta}] = [C]^T [u_{sk}] \quad (2.178)$$

O vetor da tensão simples u_{sk} aos terminais do retificador ou aos terminais do inversor com componentes u_{dq} no sistema de eixos de coordenadas (d, q) , é dado por:

$$[u_{dq}] = [C]^T [D]^T [u_{sk}] \quad (2.179)$$

O vetor das correntes de fase com componentes i_k está relacionado com as suas componentes no sistema (d, q) pela relação dada por:

$$[i_k] = [C][D][i_{dq}] \quad (2.180)$$

2.7 Rede Elétrica

O modelo para a RE considerado é o de uma rede infinita [Melício14]. A RE é considerada simétrica e equilibrada, sendo modelada como uma associação série de uma resistência R_n com uma indutância L_n e uma fonte de tensão constante u_k com $k \in \{4, 5, 6\}$.

A corrente de saída do filtro e entrada da rede elétrica i_{ftk} é determinada pela

equação dada por:

$$\frac{di_{ftk}}{dt} = \frac{1}{L_n}(u_{ftk} - R_n i_{ftk} - u_k) \quad k \in \{4, 5, 6\} \quad (2.181)$$

sendo u_{ftk} a tensão na saída do filtro, i.e., no ponto de ligação à RE.

2.8 Conclusões

Neste capítulo é apresentada a modelação do SCEO em águas abertas ligado a uma RE na plataforma continental, com transmissão de energia elétrica, quer em corrente alternada, quer em corrente contínua. O SCEO é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes; um gerador síncrono de ímanes permanentes; um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis ou por um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis; e um cabo submarino.

CAPÍTULO

3

Controlo do Sistema de Conversão Eólica Offshore

Neste capítulo é apresentado o controlo do sistema de conversão eólica offshore, em águas abertas, sujeito à ação do vento e à provocada pelo movimento da superfície do mar. O controlo do sistema de conversão eólica offshore no que respeita ao conversor eletrónico de energia é realizado utilizando o modo de deslizamento associado com a modulação por largura de impulso, PWM, por vetores espaciais. O controlo do sistema de conversão eólica offshore no que respeita aos valores de referência é realizado utilizando controladores de ordem inteira, i.e., clássicos ou de ordem fracionária.

3.1 Introdução

Os conversores eletrónicos de potência permitem integrar os sistemas de conversão eólica na RE. A utilização de conversores eletrónicos de energia aplicados aos sistemas de conversão eólica permite a operação com turbinas eólicas de velocidade variável, permitindo melhorar a eficiência da conversão de energia eólica em energia mecânica ao veio [Melício10a]. Esta melhor eficiência de conversão resulta do facto do conversor ser uma interface que desacopla a energia eléctrica de frequência variável obtida aos terminais do gerador da energia eléctrica de frequência constante injetada na rede [Seixas13a], i.e., permite a coexistência no sistema de grandezas eléctricas de frequência variável com as de frequência constante impostas pela rede.

Os conversores eletrónicos de energia são constituídos por semicondutores de energia de corte comandado que desempenham a função de interruptores, podendo assumir um dos dois estados de comutação designados 1 ou 0, respetivamente associados com o estado de condução ou de corte a uma dada frequência de comutação. Esta alteração de estado faz com que a estrutura dos conversores tenha uma configuração variável no tempo. A estratégia de controlo de estruturas cuja configuração é variável no tempo está baseada na utilização de descontinuidades nos estados de comutação, condução ou corte, dos semicondutores de energia, i.e., dos interruptores de energia através de uma lei de controlo que restrinja a evolução dos estados do sistema para uma dinâmica pretendida, normalmente denominada de superfície de comutação, i.e., superfície de deslizamento [Pinto07]. As superfícies de deslizamento são trajetórias no espaço dos estados de comutação dos interruptores de forma a assegurar que as grandezas a controlar sigam as referências pretendidas [Pinto03].

Para além do facto dos conversores apresentarem uma estrutura variável ao longo do tempo a variação da velocidade do vento e as perturbações na RE introduzem na turbina e no gerador incertezas paramétricas, tornando necessário o controlo robusto e não linear. Assim, a estratégia de controlo não linear seleccionada para o controlo do conversor de energia é o controlo por modo de deslizamento (*Sliding Mode Control*, SMC) que é uma abordagem que lida de forma robusta com as incertezas paramétricas e de modelação de um sistema não linear [Eldery06, Beltran08].

A estratégia de controlo por SMC é adequada para ser usada em conversores eletrónicos de energia para assegurar que as grandezas que se pretendem controlar, nomeadamente tensões ou correntes sigam as referências [Pinto03].

O controlo das correntes ou das tensões nos conversores, pode ser feito usando a modulação por largura de impulso com modulante sinusoidal SPWM [Labrique91, Barros08], ou usando a modulação PWM por vetores espaciais SVM [Barros08].

A modulação por SPWM baseada na utilização de portadoras triangulares e modulantes sinusoidais, é de fácil implementação em circuitos eletrónicos analógicos e digitais, mas nem sempre otimizam as formas de onda sinusoidais para as tensões e as correntes, i.e., não têm uma forma a mais próxima possível de uma sinusóide [Labrique91, Kazmierkowski02, Strzelecki03, Melício10a].

A modulação PWM por SVM é utilizada na maioria dos conversores eletrónicos de energia trifásicos, sendo baseada na representação vetorial das tensões ou das correntes de fase no conversor, no lado CA do conversor [Kazmierkowski02]. A modulação PWM por SVM é a resultante das combinações dos estados de comutação dos interruptores de energia, condução ou corte, admissíveis para o conversor e permite geralmente obter [Liu91, Pinto07]:

- relações de transferência entrada/saída relativamente elevadas;

- distorções harmónicas baixas.

A modulação PWM por SVM associada ao controlo por modo de deslizamento SMC é adequada para sistemas cuja estrutura é variável no tempo, como são os conversores eletrónicos de energia [Hung93, Melício10a].

O controlo por SMC permite a unificação do projeto de eletrónica de comando e de controlo, sob a mesma teoria, dispensando o uso dos moduladores PWM convencionais e controladores lineares. Este facto leva a ganhos consideráveis em termos de desempenho e robustez de controlo, em função das condições de funcionamento [Labrique91].

Em [Seixas13a] é apresentada a modelação de um sistema de conversão eólica constituído por um GSIP; um conversor eletrónico de energia, descrito por um conversor de dois níveis. Para o controlo do sistema são utilizados a SVM associada com o SMC e controladores proporcional integral (PI) de ordem inteira, i.e., clássicos.

Em [Seixas14e] é apresentada a modelação de um SCEO constituído por uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia, descrito por um conversor de três níveis. Para o controlo do SCEO são utilizados a SVM associada com o SMC e controladores PI de ordem inteira, i.e., clássicos. É apresentada a estratégia de controlo que permite manter o equilíbrio da tensão nos dois bancos de condensadores, i.e., na etapa de armazenamento de energia.

Em [Seixas14a] é apresentada a modelação de um sistema de conversão eólica constituído por uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis ou um conversor de três níveis. Para o controlo

do sistema são utilizados a SVM associada com o SMC e controladores PI de ordem inteira e de ordem fracionária. O sistema de conversão eólica com o conversor de três níveis tem um melhor comportamento do que com o conversor de dois níveis.

Para o controlo do sistema de conversão eólica também são utilizados controladores de ordem fracionária. O controlador de ordem fracionária está baseado na utilização da teoria do cálculo de ordem fracionário (COF) [Ortigueira04, Calderón06]. A teoria do COF está ainda pouco divulgada mas apresenta potencialidades de aplicação em vários domínios científicos, nomeadamente, no controlo [Ortigueira04, Melício10a]. Sendo indicado em [Valério05, Melício10a] que os controladores de ordem fracionária alcançam bons desempenhos e robustez tanto para sistemas inteiros como fracionários. No entanto, isto não quer dizer que os controladores de ordem fracionária sejam sempre os melhores. Dependendo do caso, há circunstâncias em que um controlador de ordem fracionária poderá ter um melhor desempenho que um controlador clássico, mas poderá ser excessivamente complexo; neste caso será certamente preferível um controlador clássico mais simples, com um desempenho inferior mas aceitável [Valério05, Melício10a].

Em [Seixas14c] é apresentada a modelação de um SCEO constituído por uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia, descrito por um conversor de quatro níveis. Para o controlo do SCEO são utilizados a SVM associada com o SMC e controladores PI de ordem inteira.

Em [Seixas14b] é apresentada a modelação de um SCEO constituído por uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de

três níveis ou de quatro níveis. Para o controlo do SCEO são utilizados a SVM associada com o SMC e controladores PI de ordem fracionária. É apresentada a estratégia de controlo que permite manter o equilíbrio da tensão nos três bancos de condensadores, i.e., na etapa de armazenamento de energia. O SCEO com conversor de quatro níveis tem um melhor comportamento que com o conversor de três, embora o controlo seja mais complexo.

Em [Seixas14d] é apresentada a modelação de um SCEO constituído por uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis. Para o controlo do SCEO são utilizados a SVM associada com o SMC e controladores PI. É apresentado o estudo da transmissão de energia em CC, através de cabo submarino bipolar CC.

3.2 Modo de Deslizamento

O método de controlo por SMC delimita a evolução dos estados do sistema, i.e., obriga a trajetória dos estados do sistema a convergir para uma dinâmica pretendida, normalmente denominada por superfície de comutação i.e., superfície de deslizamento [Edwards98, Pinto07]. A abordagem do controlo consiste em duas componentes: a primeira envolve a definição da superfície de deslizamento que irá descrever a função de comutação de modo a que o movimento de deslizamento, i.e., a mudança de estados de comutação do sistema, siga as grandezas de referência; a segunda envolve a seleção de uma lei de controlo que assegure que a trajetória dos estados de comutação do sistema se dirija à superfície de deslizamento e que aí permaneça [Edwards98].

O método de controlo por SMC é utilizado no controlo do SCEO em estudo, constituído por um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois, três, quatro ou cinco níveis. Os conversores são estruturas variáveis no tempo sendo o método de controlo por SMC importante porque [Silva07, Pinto07]:

- garante a seleção adequada dos vetores de tensão disponíveis no conversor;
- aplica restrições dinâmicas no controlo;
- reduz a ordem do sistema.

O método de controlo por SMC utiliza as descontinuidades da comutação, condução ou corte, dos interruptores de energia, de modo a que as grandezas do sistema a controlar, nomeadamente as correntes de fase aos terminais na entrada do conversor retificador ou aos terminais de saída do conversor inversor sigam as grandezas de referência [Pinto07]

O método de controlo por SMC permite controlar as correntes de fase aos terminais na entrada ou aos terminais na saída do conversor, com base na modulação por SVM, i.e., nos vetores de tensão resultantes de todas as combinações dos estados de comutação admissíveis dos interruptores de energia, no sistema de eixos de coordenadas (α, β) , considerando (2.177) e (2.178). Para controlar as correntes de fase do conversor, durante um intervalo de tempo é aplicado o vetor da tensão cujas componentes em (α, β) satisfaçam as condições de convergência das correntes, i.e., de modo a que as grandezas do sistema a controlar sigam as grandezas de referência.

A imposição do seguimento das grandezas de referência pelas grandezas a controlar implica que os interruptores de energia tenham um valor de frequência de comutação infinita. Um valor de frequência de comutação infinita anula o erro das correntes de fase aos terminais na entrada do retificador ou na saída do

inversor. Os erros de corrente com componentes $e_{\alpha\beta}$ para um valor de frequência de comutação infinita, no sistema de eixos de coordenadas (α, β) [Silva00, Melício10a] são dados por:

$$e_{\alpha\beta} = i_{\alpha\beta \text{ ref}} - i_{\alpha\beta} = 0 \quad (3.1)$$

A superfície de deslizamento $S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t)$, determinada pela trajetória no espaço dos estados de comutação dos interruptores de energia, adequada para garantir robustez no controlo do sistema é uma função das componentes do erro de corrente $e_{\alpha\beta}$ e do tempo t relativo a uma dada referência de corrente, sendo S_{mc} dada por [Silva00, Pinto03, Melício10a]:

$$S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) = \sum_{i=1}^n k_i e_i = 0 \quad (3.2)$$

sendo k_i um ganho determinante do comportamento dinâmico do sistema em modo de deslizamento, i.e., relativo à frequência de comutação. A superfície de deslizamento, no sistema de eixos de coordenadas (α, β) [Silva00, Melício10a] considerando o erros de corrente com componentes $e_{\alpha\beta}$, é dada por:

$$S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) = k_{\alpha\beta} (i_{\alpha\beta \text{ ref}} - i_{\alpha\beta}) = 0 \quad (3.3)$$

sendo $k_{\alpha\beta}$ o ganho relativo à frequência de comutação.

O conversor constituído por interruptores de energia ideais comutando a um valor de frequência infinita, está em modo de deslizamento quando se cumpre (3.3) e para que não abandone o modo de deslizamento deve também verificar a condição determinada pela equação [Silva00, Melício10a] dada por:

$$\frac{d}{dt} S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) = k_{\alpha\beta} \frac{d}{dt} (i_{\alpha\beta \text{ ref}} - i_{\alpha\beta}) = 0 \quad (3.4)$$

No controlo por SMC com uma frequência de comutação infinita as trajetórias de estado são direcionadas para a superfície de deslizamento, o movimento é posicionado exatamente ao longo da superfície de deslizamento [Silva07] e o erro das correntes de fase aos terminais na entrada ou na saída do conversor é nulo.

No entanto, a implementação do modo de controlo SMC com frequência de comutação dos interruptores de energia infinita na prática não é possível porque os interruptores de energia de corte comandado apresentam limitações físicas que não lhes permitem exceder determinados valores de frequência de comutação, sendo apenas possível aplicar aos interruptores de energia valores de frequência de comutação finita. Um valor de frequência de comutação finita não anula o erro entre as correntes de fase aos terminais do conversor. Para um valor de frequência de comutação finita, o erro de corrente com componentes $e_{\alpha\beta}$, no sistema de eixos de coordenadas (α, β) [Silva00, Melício10a] é dado por:

$$e_{\alpha\beta} = i_{\alpha\beta \text{ ref}} - i_{\alpha\beta} \neq 0 \quad (3.5)$$

A superfície de deslizamento, no sistema de eixos de coordenadas (α, β) [Silva00, Melício10a] é dada por:

$$S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) = k_{\alpha\beta} (i_{\alpha\beta \text{ ref}} - i_{\alpha\beta}) \neq 0 \quad (3.6)$$

O conversor constituído por interruptores de energia ideais comutando a um valor de frequência infinita, está em modo de deslizamento quando se cumpre (3.6) e para que não abandone o modo de deslizamento deve também verificar a condição determinada pela equação [Silva00, Melício10a] dada por:

$$\frac{d}{dt} S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) = k_{\alpha\beta} \frac{d}{dt} (i_{\alpha\beta \text{ ref}} - i_{\alpha\beta}) \neq 0 \quad (3.7)$$

Na prática, para os interruptores de energia a comutar com valores de frequência de comutação finita, é habitual estabelecer uma banda de erro entre as grandezas do sistema a controlar e as grandezas de referência, dentro da qual se considera que o sistema está quase em modo de deslizamento [Silva07, Melício10a]. A implementação prática das bandas de erro é feita recorrendo a comparadores de histerese de dois ou mais níveis, onde a largura da banda de histerese corresponde às bandas de erro. Nos comparadores de histerese, os interruptores de energia não alteram o estado de comutação enquanto a grandeza a controlar coincide com a superfície de deslizamento, apenas quando a grandeza a controlar atinge os limites, inferior ou superior, definidos pela largura da banda de histerese. A superfície de deslizamento está representada na Figura 3.1.

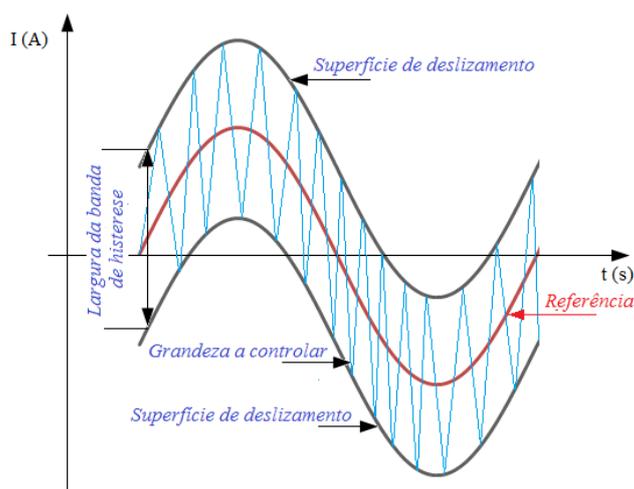


Figura 3.1 – Superfície de deslizamento.

A grandeza a controlar irá oscilar entre as bandas de erro. Assim, as bandas de erro correspondem ao tremor associado à generalidade das grandezas elétricas no conversor, esse tremor só seria eliminado se a frequência de comutação fosse infinita [Edwards98, Pinto03].

Para a utilização dos comparadores de histerese é admitido um erro pequeno $\varepsilon_{\alpha\beta} > 0$ igual à banda de erro, dentro do qual se considera que o sistema está quase em modo de deslizamento, sendo $\sigma_{\alpha\beta}(t)$ as saídas do comparador de histerese. A largura da banda de histerese de cinco níveis está representada na Figura 3.2.

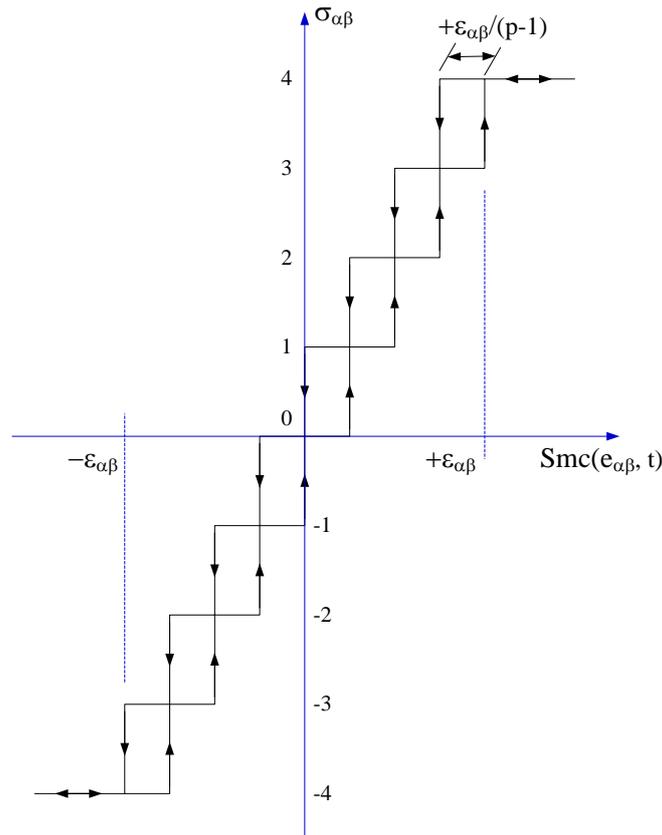


Figura 3.2 – Largura da banda de histerese de cinco níveis.

Para comparadores de histerese com mais do que dois níveis a banda de erro $\varepsilon_{\alpha\beta}$ abrange o ultimo nível p , sendo a dimensão de cada comparador o erro $\varepsilon_{\alpha\beta}$ dividido por $p - 1$.

Para bandas de erro iguais $\varepsilon_{\alpha} = \varepsilon_{\beta} = \varepsilon$ é dado por:

$$-\varepsilon < S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) < +\varepsilon \quad (3.8)$$

Para que o sistema atinja ou chegue ao modo de deslizamento com valor de frequência de comutação finita, a condição de estabilidade é imposta pelas desigualdades [Silva07, Melício10a] determinada por:

$$S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) \frac{dS_{mc}(e_{\alpha\beta}, t)}{dt} < 0 \quad (3.9)$$

O cumprimento da condição de estabilidade (3.9) implica o seguinte:

se a função de comutação $S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) > +\varepsilon$, o sistema só atingirá o modo de deslizamento se lhe for aplicado um vetor capaz de garantir que a função de comutação se irá tornar decrescente, i.e., que imponha uma derivada negativa à

$$\text{função de comutação } \frac{dS_{mc}(e_{\alpha\beta}, t)}{dt} < 0;$$

se pelo contrário a função de comutação $S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) < -\varepsilon$, o sistema só atingirá o modo de deslizamento se lhe for aplicado um vetor capaz de garantir que a função de comutação se irá tornar crescente, i.e., que imponha uma derivada

$$\text{positiva à função de comutação } \frac{dS_{mc}(e_{\alpha\beta}, t)}{dt} > 0.$$

Quando estas condições não se verificarem, para que o sistema regresse ao modo de deslizamento, o controlo deve atuar sobre a tensão com componentes $u_{s\alpha\beta}$ para a tensão aos terminais do conversor (2.128), (2.129), (2.167), (2.171).

Para que o sistema não abandone o modo de deslizamento, considerando (2.177) e (3.7) as condições de estabilidade são determinadas pelas equações dadas por:

$$\frac{dS_{mc}(e_{\alpha\beta}, t)}{dt} = k_{\alpha\beta} \left(\frac{di_{\alpha\beta ref}}{dt} + \frac{R_f}{L_f} i_{\alpha\beta} + \frac{1}{L_f} u_{f\alpha\beta} - \frac{1}{L_f} u_{s\alpha\beta} \right) \quad (3.10)$$

As condições de estabilidade de modo de deslizamento considerando [Silva00, Melício10a] são dadas por:

$$S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) > +\varepsilon \Rightarrow \frac{dS_{mc}(e_{\alpha\beta}, t)}{dt} < 0 \Rightarrow u_{s\alpha\beta} > (L_f \frac{di_{\alpha\beta ref}}{dt} + R_f i_{\alpha\beta} + u_{f\alpha\beta}) \quad (3.11)$$

$$S_{mc}(e_{\alpha\beta}, t) < -\varepsilon \Rightarrow \frac{dS_{mc}(e_{\alpha\beta}, t)}{dt} > 0 \Rightarrow u_{s\alpha\beta} < (L_f \frac{di_{\alpha\beta ref}}{dt} + R_f i_{\alpha\beta} + u_{f\alpha\beta}) \quad (3.12)$$

O modo de deslizamento é utilizado no controlo do SCEO em estudo, constituído por um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois, três, quatro ou cinco níveis.

3.3 Modulação por Vetores Espaciais

A modulação PWM por SVM é utilizada na maioria dos conversores eletrónicos de energia trifásicos, sendo baseada na representação vetorial das tensões ou correntes de fase no conversor, no lado CA do conversor [Kazmierkowski02]. Permite geralmente obter relações de transferência entrada/saída relativamente elevadas e distorções harmónicas baixas [Liu91, Pinto07, Melício10a]. No caso do conversor multinível, a modulação PWM por SVM é utilizada nas configurações mais comuns [Barros07, Barros08].

A modulação PWM por SVM aplicada ao conversor multinível resulta do facto de existir um número limitado de combinações de estados de comutação, condução ou corte, admissíveis para os interruptores de energia que correspondem a configurações distintas do conversor, sendo possível definir o nível de tensão em cada braço do conversor para cada combinação válida. A cada combinação de estados de comutação admissível de todos os braços do conversor

retificador ou do conversor inversor corresponde um vetor de tensão, que pode ser representado num diagrama vetorial espacial [Liu91, Pinto07, Melício10a]. Nos conversores com mais do que dois níveis o equilíbrio das tensões nos bancos de condensadores, i.e., divisores de tensão, é conseguido com mais facilidade com a modulação PWM por SVM do que com a modulação por SPWM. A vantagem da modulação PWM por SVM em relação à modulação por SPWM consiste na capacidade de seleção em cada instante do vetor mais adequado para corrigir o erro de corrente $e_{\alpha\beta}$ [Barros08].

3.3.1 Conversor de dois níveis

A modulação PWM por SVM simulada para o controlo do conversor eletrónico de energia de dois níveis do SCEO está baseada na representação vetorial das tensões nos braços do conversor no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A representação vetorial das tensões nos braços do conversor é a resultante das combinações de estados de comutação, condução ou corte, admissíveis para os interruptores de energia do conversor considerando as condições de estabilidade de modo de deslizamento dadas em (3.11) e (3.12), respetivamente, definindo os níveis de tensão em cada braço do conversor.

Assim, considerando as combinações de estados de comutação dos interruptores de energia no braço k do conversor indicadas na Tabela 2.3 e os respetivos níveis de tensão nos três braços do conversor, as combinações de estados de comutação admissíveis para os interruptores de energia que permitem controlar as correntes de fase na entrada do retificador ou saída do inversor e os respetivos níveis de tensão estão indicadas na Tabela 3.1 [Melício10a, Seixas13a].

Tabela 3.1 – Níveis de tensão para o conversor de dois níveis.

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
1	0	0	0	0.0	0.0
2	0	0	1	-0.4082	-0.7071
3	0	1	0	-0.4082	0.7071
4	0	1	1	-0.8164	0.0
5	1	0	0	0.8164	0.0
6	1	0	1	0.4082	-0.7071
7	1	1	0	0.4082	0.7071
8	1	1	1	0.0	0.0

Além dos níveis de tensão em cada braço do conversor trifásico, a Tabela 3.1 também indica os vetores da tensão nos braços do conversor trifásico, numerados sequencialmente e as componentes da tensão aos terminais do conversor $u_{s\alpha\beta}$ em função da tensão v_{dc} aos terminais dos bancos de condensadores no sistema de eixos de coordenadas (α, β) . A Tabela 3.1 é aplicada quer para o conversor retificador, quer para o conversor inversor.

De uma forma geral o número de combinações de níveis de tensão nos conversores trifásicos é dado pelo cubo do número de níveis, p^3 , do conversor [Holmes03]. O conversor trifásico de dois níveis, atendendo à hipótese 4) indicada na secção 2.5 e considerando o número de níveis de tensão para cada braço k do conversor indicado na Tabela 2.3, determina um total de 8 combinações para os níveis de tensão, i.e., 8 vetores de tensão.

O diagrama de representação espacial das combinações de níveis de tensão do conversor trifásico de dois níveis está representado na Figura 3.3 onde cada dígito representa o nível de tensão n_k aplicado a cada um dos braços do conversor, i.e., a cada uma das fases de entrada do retificador ou de saída do inversor.

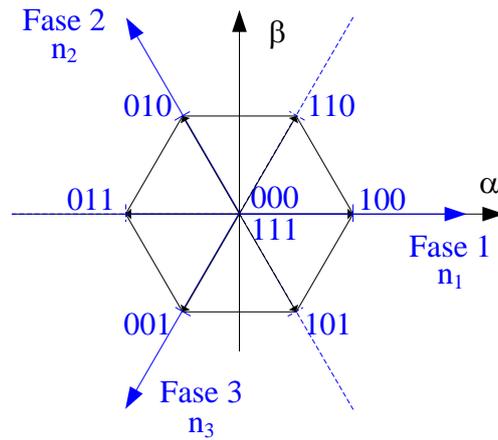


Figura 3.3 – Combinações de níveis de tensão para o conversor de dois níveis.

Na Figura 3.3, para cada uma das combinações de níveis de tensão representadas corresponde um vetor espacial de tensão com componentes (α, β) indicadas na Tabela 3.1.

A diferença entre a corrente de referência e a corrente de fase é utilizada para selecionar o vetor de tensão a aplicar ao conversor de dois níveis que força a comutação dos interruptores de energia de forma a obter a minimização do erro $e_{\alpha\beta}$ entre as correntes de referência e as correntes de fase e o cumprimento das condições de estabilidade do modo de deslizamento. A implementação prática da seleção dos vetores de tensão é conseguida utilizando comparadores de histerese, sendo as saídas do comparador de histerese $\sigma_{\alpha\beta}$ dadas por:

$$\sigma_{\alpha\beta} = (\sigma_{\alpha}, \sigma_{\beta}) \quad (3.13)$$

Os vetores de tensão para o conversor de dois níveis estão representados na Figura 3.4.

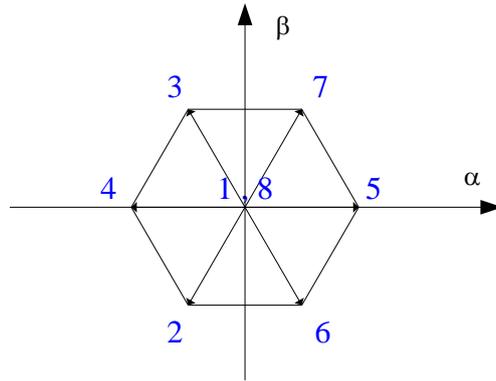


Figura 3.4 – Vetores de tensão disponíveis para o conversor de dois níveis.

Na Figura 3.4 estão representados os vetores 1 e 8 que determinam a mesma posição no diagrama de representação espacial, i.e., as componentes têm valor igual de tensão aos terminais do conversor. Estes vetores com componentes iguais de tensão, embora correspondam a configurações distintas do conversor, são denominados de vetores redundantes, pois são redundantes no que respeita ao comportamento elétrico aos terminais do conversor.

O número de vetores não redundantes pode ser calculado de acordo com o número de níveis do conversor, p , sendo dado por:

$$p^3 - (p-1)^3 \quad (3.14)$$

Assim, embora existam 8 vetores de tensão, apenas existem 7 posições espaciais diferentes no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A concordância entre os vetores de tensão $u_{s\alpha\beta}$ e o erro de corrente $e_{\alpha\beta}$ pode ser realizada se o erro das correntes for quantificado em três níveis [Silva00, Barros08]. Pelo que, as saídas do comparador de histerese $\sigma_{\alpha\beta}$, que refletem o erro das correntes, são números inteiros que pertencem ao conjunto Ω dado por:

$$\Omega \in \{-1, 0, 1\} \quad (3.15)$$

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de dois níveis, está representada na Figura 3.5.

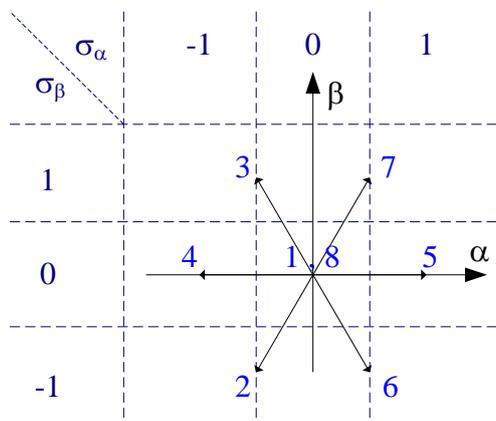


Figura 3.5 – Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de dois níveis.

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de dois níveis está indicada na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de dois níveis.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-1	0	1
-1	2	2;6	6
0	4	1;8	5
1	3	3;7	7

O vetor a seleccionar em cada instante é obtido sobrepondo os valores das saídas dos comparadores de histerese com os vetores de tensão. Na Figura 3.5 quando por exemplo as saídas dos comparadores de histerese tiverem os valores $\sigma_\alpha = \sigma_\beta = 1$, é seleccionado o vetor 7, que de acordo com o indicado na Tabela 3.1 corresponde às variáveis de comutação $n_1 = n_2 = 1$ e $n_3 = 0$, i.e., as fases 1 e 2 do conversor estão ao nível 1, e a fase 3 está ao nível 0.

Na Figura 3.5 e na Tabela 3.2 estão representados os vetores 1 e 8, que são redundantes, proporcionando mais do que uma hipótese de seleção do vetor de tensão para as mesmas saídas do comparador de histerese. Ainda, a quantificação do erro das correntes em variáveis inteiras faz com que não haja uma concordância com correspondência unívoca dos vetores de tensão para todas as saídas do comparador de histerese. Pelo que, é necessário admitir uma correspondência com os vetores mais próximos. É o caso dos vetores 2 e 6 ou dos vetores 3 e 7 quando o erro das correntes na componente $u_{s\beta}$ se encontra na banda de erro de 1 ou -1 e a componente u_{sa} se encontra na banda de erro de 0. Assim, no caso do conversor de dois níveis, quando existe mais do que uma hipótese, o vetor selecionado é aquele que introduz menos variações nos estados de comutação dos interruptores de energia, de modo a minimizar a frequência de comutação dos interruptores de energia [Melício10a, Seixas13a].

3.3.2 Conversor de três níveis

A modulação PWM por SVM simulada para o controlo do conversor eletrónico de energia de três níveis do SCEO está baseada na representação vetorial das tensões nos braços do conversor no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A representação vetorial das tensões nos braços do conversor é a resultante das combinações de estados de comutação, condução ou corte, admissíveis para os interruptores de energia do conversor considerando as condições de estabilidade de modo de deslizamento dadas em (3.11) e (3.12), respetivamente, definindo os níveis de tensão em cada braço do conversor.

Assim, considerando as combinações de estados de comutação, condução ou corte, dos interruptores de energia no braço k do conversor indicadas na

Tabela 2.4 e os respetivos níveis de tensão nos três braços do conversor, as combinações de estados de comutação admissíveis para os interruptores de energia, que permitem controlar as correntes de fase na entrada do retificador ou saída do inversor e os respetivos níveis de tensão estão indicadas na Tabela 3.3 [Barros08, Melício10a, Seixas14e].

Além dos níveis de tensão em cada braço do conversor trifásico, a Tabela 3.3 também indica os vetores da tensão nos braços do conversor trifásico, numerados sequencialmente e as componentes da tensão aos terminais do conversor $u_{s\alpha\beta}$ em função da tensão v_{dc} aos terminais do banco de condensadores no sistema de eixos de coordenadas (α, β) [Silva00, Barros08]. A Tabela 3.3 é aplicada quer para o conversor retificador, quer para o conversor inversor.

De uma forma geral o número de combinações de níveis de tensão nos conversores trifásicos é dado pelo cubo do número de níveis, p^3 , do conversor [Holmes03]. O conversor trifásico de três níveis, atendendo à hipótese 4) indicada na secção 2.5 e considerando o número de níveis de tensão para cada braço k do conversor indicado na Tabela 2.4, determina um total de 27 combinações para os níveis de tensão, i.e., 27 vetores de tensão.

Tabela 3.3 – Níveis de tensão para o conversor de três níveis.

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
1	0	0	0	0.0000	0.0000
2	0	0	1	-0.2041	-0.3536
3	0	0	2	-0.4082	-0.7071
4	0	1	0	-0.2041	0.3536
5	0	1	1	-0.4082	0.0000
6	0	1	2	-0.6124	-0.3536
7	0	2	0	-0.4082	0.7071
8	0	2	1	-0.6124	0.3536
9	0	2	2	-0.8165	0.0000
10	1	0	0	0.4082	0.0000
11	1	0	1	0.2041	-0.3536
12	1	0	2	0.0000	-0.7071
13	1	1	0	0.2041	0.3536
14	1	1	1	0.0000	0.0000
15	1	1	2	-0.2041	-0.3536
16	1	2	0	0.0000	0.7071
17	1	2	1	-0.2041	0.3536
18	1	2	2	-0.4082	0.0000
19	2	0	0	0.8165	0.0000
20	2	0	1	0.6124	-0.3536
21	2	0	2	0.4082	-0.7071
22	2	1	0	0.6124	0.3536
23	2	1	1	0.4082	0.0000
24	2	1	2	0.2041	-0.3536
25	2	2	0	0.4082	0.7071
26	2	2	1	0.2041	0.3536
27	2	2	2	0.0000	0.0000

O diagrama de representação espacial das combinações de níveis de tensão do conversor trifásico de três níveis está representado na Figura 3.6 onde cada dígito representa o nível de tensão n_k aplicado a cada um dos braços do conversor, i.e., a cada uma das fases de entrada do retificador ou de saída do inversor.

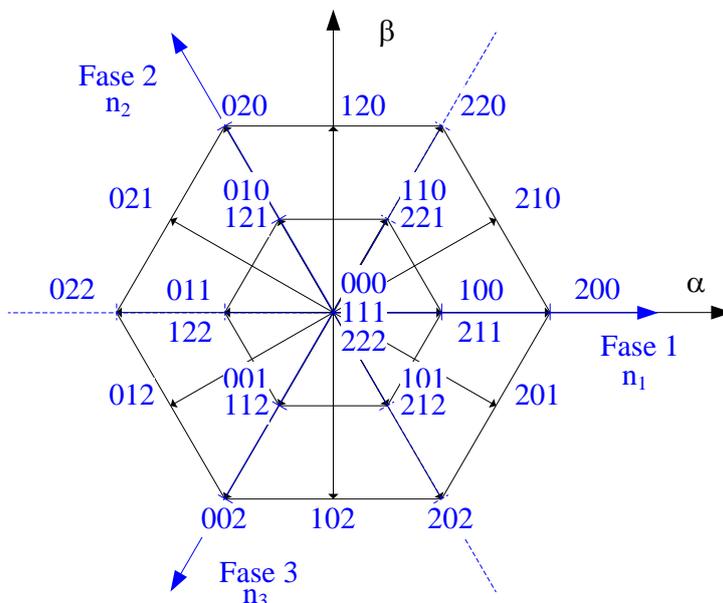


Figura 3.6 – Combinações de níveis de tensão para o conversor de três níveis.

Na Figura 3.6, para cada uma das combinações de níveis de tensão representadas corresponde um vetor espacial de tensão com componentes (α, β) indicadas na Tabela 3.3.

A diferença entre a corrente de referência e a corrente de fase é utilizada para selecionar o vetor de tensão a aplicar ao conversor de três níveis, que força a comutação dos interruptores de energia de forma a obter a minimização do erro $e_{\alpha\beta}$ entre as correntes de referência e as correntes de fase e o cumprimento das condições de estabilidade do modo de deslizamento. A implementação prática da seleção dos vetores de tensão é conseguida utilizando comparadores de histerese.

Os vetores de tensão para o conversor de três níveis estão representados na Figura 3.7.

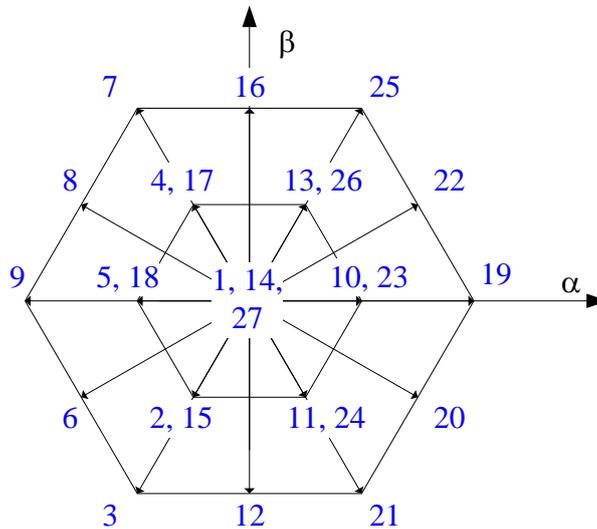


Figura 3.7 – Vetores de tensão disponíveis para o conversor de três níveis.

Na Figura 3.7 estão representados vetores como por exemplo, os vetores 4 e 17, que determinam a mesma posição no diagrama de representação espacial, i.e., as componentes têm valor igual de tensão aos terminais do conversor. Estes vetores com componentes iguais de tensão, embora correspondam a configurações distintas do conversor, são denominados de vetores redundantes, pois são redundantes no que respeita ao comportamento elétrico aos terminais do conversor.

Para o conversor de três níveis, com $p = 3$, usando a expressão para o cálculo do número de vetores não redundantes (3.14), o número de vetores não redundantes é de 19. Assim, embora existam 27 vetores de tensão, apenas existem 19 posições espaciais diferentes no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A concordância entre os vetores de tensão $u_{s\alpha\beta}$ e o erro de corrente $e_{\alpha\beta}$ pode ser realizada se o erro das correntes for quantificado em cinco níveis [Silva00,

Barros08]. Pelo que, as saídas do comparador de histerese $\sigma_{\alpha\beta}$ que refletem o erro das correntes são números inteiros que pertencem ao conjunto Ω dado por:

$$\Omega \in \{-2, -1, 0, 1, 2\} \tag{3.16}$$

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de três níveis, está representada na Figura 3.8.

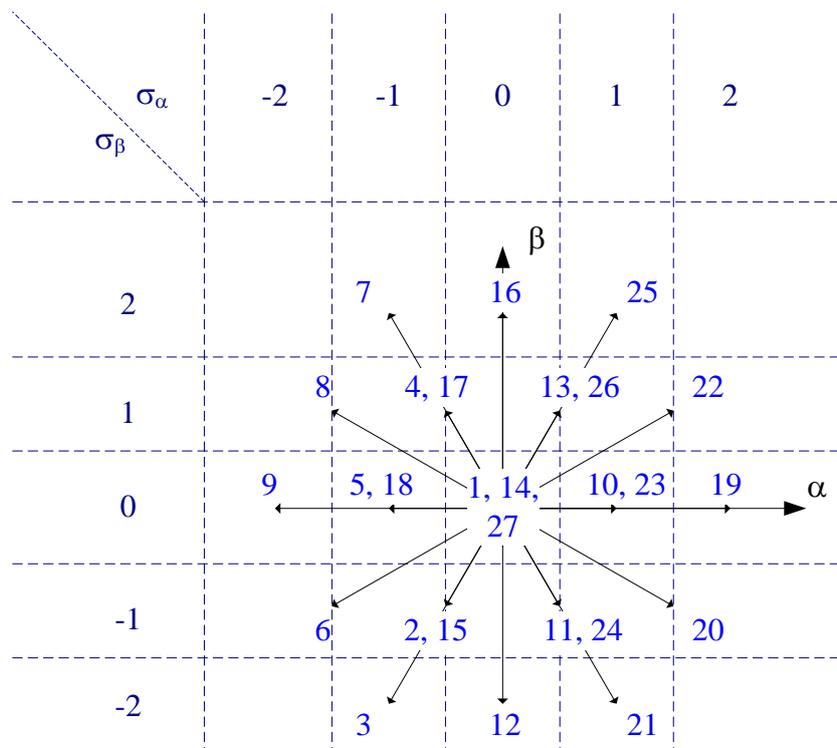


Figura 3.8 – Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de três níveis.

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de três níveis está indicada na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de três níveis.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-2	-1	0	1	2
-2	3	3	12	21	21
-1	6	6; 2; 15	2; 15; 11; 24	11; 24; 20	20
0	9	5; 18	1; 14; 27	10; 23	19
1	8	8; 4; 17	4; 17; 13; 26	13; 26; 22	22
2	7	7	16	25	25

O equilíbrio das tensões v_{C1} e v_{C2} nos bancos de condensadores do conversor de três níveis é um fator importante a ter em consideração para a seleção dos vetores de tensão, de acordo com os valores no conjunto Ω das saídas dos comparadores de histerese. Assim, um novo vetor é selecionado quer as tensões tenham valores diferentes ou quer o sistema abandone a superfície de deslizamento.

Na Figura 3.8 e na Tabela 3.4 estão representados os vetores 4 e 17, os vetores 13 e 26, os vetores 5 e 18, os vetores 1, 14 e 27, os vetores 10 e 23, os vetores 2 e 15, os vetores 11 e 24, que são redundantes. Estes vetores embora tenham iguais componentes de tensão têm efeitos diferentes sobre as tensões nos bancos dos condensadores, correspondendo a situações diferentes de carga ou descarga dos condensadores [Seixas14e, Seixas14a]. Por exemplo, os vetores redundantes 13 e 26 no retificador apresentam um comportamento distinto. No vetor de tensão 13 com os níveis $n_1 = n_2 = 1$ e $n_3 = 0$ apenas as fases 1 e 2 do retificador estão a carregar o banco de condensadores C_1 , enquanto no vetor de tensão 26 com os níveis $n_1 = n_2 = 2$ e $n_3 = 1$ todas as fases do retificador estão a carregar o banco de condensadores C_1 e as fases 1 e 2 estão a carregar o banco de condensadores C_2 . No inversor o comportamento é o oposto, i.e., descarrega os bancos de condensadores [Seixas14a, Seixas14e].

Assim, ao seleccionar os vetores redundantes, a estratégia de controlo escolhe aquele que determine que os interruptores de energia comutem de forma a satisfazer as condições de convergência e de equilíbrio da tensão nos bancos de condensadores v_{C1} e v_{C2} .

A Tabela 3.4 é construída de forma a contemplar quer o anel interior quer o anel exterior, para cada combinação das componentes $\sigma_{\alpha\beta}$ das saídas dos comparadores de histerese. Pelo que, algumas combinações têm para além dos redundantes mais vetores de escolha.

Para o conversor de três níveis, a estratégia para manter o equilíbrio das tensões dos condensadores é alcançada seleccionando o vetor de tensão que carregue o condensador menos carregado do lado do retificador e que descarregue o condensador mais carregado do lado do inversor.

Para se alcançar a estratégia de controlo, de modo a manter o equilíbrio das tensões dos condensadores, foram implementadas três tabelas de vetores distintas, onde se dá predominância aos vetores com maior número de fases com $n_k = 0$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 1$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 2$. Se os condensadores se encontrarem em equilíbrio, i.e., $v_{C1} = v_{C2}$ a tabela a utilizar será a de $n_k = 0$ tanto para o retificador como para inversor. Se $v_{C1} < v_{C2}$ no retificador, ou se $v_{C1} > v_{C2}$ no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 1$. Se $v_{C2} < v_{C1}$ no retificador, ou se $v_{C2} > v_{C1}$ no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 2$ [Seixas14a, Seixas14e].

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de três níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 0 de tensão, i.e., $n_k = 0$, está indicado na Tabela 3.5 [Seixas14a,Seixas14e].

Tabela 3.5 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de três níveis, $n_k = 0$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-2	-1	0	1	2
-2	3	3	12	21	21
-1	6	2	2	20	20
0	9	5	1	10	19
1	8	4	4	22	22
2	7	7	16	25	25

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de três níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 1 de tensão, i.e., $n_k = 1$, está indicada na Tabela 3.6 [Seixas14a, Seixas14e].

Tabela 3.6 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de três níveis, $n_k = 1$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-2	-1	0	1	2
-2	3	3	12	21	21
-1	6	15	11	11	20
0	9	5	14	23	19
1	8	17	13	13	22
2	7	7	16	25	25

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de três níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 2 de tensão, i.e., $n_k = 2$, está indicado na Tabela 3.7 [Seixas14a, Seixas14e].

Tabela 3.7 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de três níveis, $n_k = 2$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-2	-1	0	1	2
-2	3	3	12	21	21
-1	6	6	24	24	20
0	9	18	27	23	19
1	8	8	26	26	22
2	7	7	16	25	25

O vetor a seleccionar, em cada instante, é obtido sobrepondo os valores das saídas dos comparadores de histerese com os vetores de tensão, ver Figura 3.8, e por comparação dos valores da tensão nos bancos de condensadores.

3.3.3 Conversor de quatro níveis

A modulação PWM por SVM simulada para o controlo do conversor eletrónico de energia de quatro níveis do SCEO está baseada na representação vetorial das tensões nos braços do conversor no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A representação vetorial das tensões nos braços do conversor, é a resultante das combinações de estados de comutação, condução ou corte, admissíveis para os interruptores de energia do conversor, considerando as condições de estabilidade de modo de deslizamento dadas em (3.11) e (3.12), respetivamente, definindo os níveis de tensão em cada braço do conversor.

Assim, considerando as combinações de estados de comutação dos interruptores de energia no braço k do conversor indicadas na Tabela 2.5 e os respetivos níveis de tensão nos três braços do conversor, as combinações de estados de comutação admissíveis para os interruptores de energia que permitem controlar

as correntes de fase na entrada do retificador ou saída do inversor e os respetivos níveis de tensão estão indicadas na Tabela 3.8 [Barros08, Melício10a, Seixas14e].

Além dos níveis de tensão em cada braço do conversor trifásico, a Tabela 3.8 também indica os vetores da tensão nos braços do conversor trifásico, numerados sequencialmente e as componentes da tensão aos terminais do conversor $u_{s\alpha\beta}$ em função da tensão v_{dc} aos terminais dos bancos de condensadores no sistema de eixos de coordenadas (α, β) [Silva00, Barros08]. A Tabela 3.8 é aplicada quer para o conversor retificador, quer para o conversor inversor.

De uma forma geral o número de combinações de níveis de tensão nos conversores trifásicos é dado pelo cubo do número de níveis, p^3 , do conversor [Holmes03]. O conversor trifásico de quatro níveis, atendendo à hipótese 4) indicada na secção 2.5 e considerando o número de níveis de tensão para cada braço k do conversor indicado na Tabela 2.5, determina um total de 64 combinações de níveis de tensão, i.e., 64 vetores de tensão.

Tabela 3.8 – Níveis de tensão para o conversor de quatro níveis.

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
1	0	0	0	0.0000	0.0000
2	0	0	1	-0.1361	-0.2357
3	0	0	2	-0.2722	-0.4714
4	0	0	3	-0.4082	-0.7071
5	0	1	0	-0.1361	0.2357
6	0	1	1	-0.2722	0.0000
7	0	1	2	-0.4082	-0.2357
8	0	1	3	-0.5443	-0.4714
9	0	2	0	-0.2722	0.4714
10	0	2	1	-0.4082	0.2357
11	0	2	2	-0.5443	0.0000
12	0	2	3	-0.6804	-0.2357
13	0	3	0	-0.4082	0.7071
14	0	3	1	-0.5443	0.4714
15	0	3	2	-0.6804	0.2357
16	0	3	3	-0.8165	0.0000
17	1	0	0	0.2722	0.0000
18	1	0	1	0.1361	-0.2357
19	1	0	2	0.0000	-0.4714
20	1	0	3	-0.1361	-0.7071
21	1	1	0	0.1361	0.2357
22	1	1	1	0.0000	0.0000
23	1	1	2	-0.1361	-0.2357
24	1	1	3	-0.2722	-0.4714
25	1	2	0	0.0000	0.4714
26	1	2	1	-0.1361	0.2357
27	1	2	2	-0.2722	0.0000
28	1	2	3	-0.4082	-0.2357
29	1	3	0	-0.1361	0.7071
30	1	3	1	-0.2722	0.4714
31	1	3	2	-0.4082	0.2357
32	1	3	3	-0.5443	0.0000

Controlo do Sistema de Conversão Eólica Offshore

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
33	2	0	0	0.5443	0.0000
34	2	0	1	0.4082	-0.2357
35	2	0	2	0.2722	-0.4714
36	2	0	3	0.1361	-0.7071
37	2	1	0	0.4082	0.2357
38	2	1	1	0.2722	0.0000
39	2	1	2	0.1361	-0.2357
40	2	1	3	0.0000	-0.4714
41	2	2	0	0.2722	0.4714
42	2	2	1	0.1361	0.2357
43	2	2	2	0.0000	0.0000
44	2	2	3	-0.1361	-0.2357
45	2	3	0	0.1361	0.7071
46	2	3	1	0.0000	0.4714
47	2	3	2	-0.1361	0.2357
48	2	3	3	-0.2722	0.0000
49	3	0	0	0.8165	0.0000
50	3	0	1	0.6804	-0.2357
51	3	0	2	0.5443	-0.4714
52	3	0	3	0.4082	-0.7071
53	3	1	0	0.6804	0.2357
54	3	1	1	0.5443	0.0000
55	3	1	2	0.4082	-0.2357
56	3	1	3	0.2722	-0.4714
57	3	2	0	0.5443	0.4714
58	3	2	1	0.4082	0.2357
59	3	2	2	0.2722	0.0000
60	3	2	3	0.1361	-0.2357
61	3	3	0	0.4082	0.7071
62	3	3	1	0.2722	0.4714
63	3	3	2	0.1361	0.2357
64	3	3	3	0.0000	0.0000

O diagrama de representação espacial das combinações de níveis de tensão do conversor trifásico de quatro níveis está representado na Figura 3.9 onde cada dígito representa o nível de tensão n_k aplicado a cada um dos braços do conversor, i.e., a cada uma das fases de entrada do retificador ou de saída do inversor.

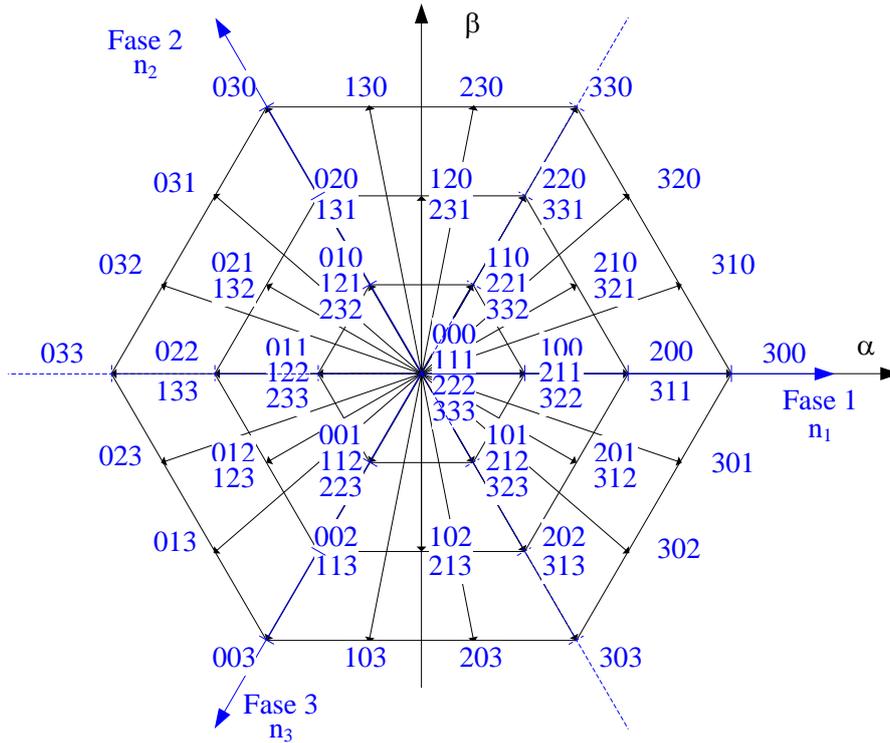


Figura 3.9 – Combinações de níveis de tensão para o conversor de quatro níveis.

Na Figura 3.9, para cada uma das combinações de níveis de tensão representadas corresponde um vetor espacial de tensão com componentes (α, β) indicadas na Tabela 3.8.

A diferença entre a corrente de referência e a corrente de fase é utilizada para seleccionar o vetor de tensão a aplicar ao conversor de quatro níveis, que força a comutação dos interruptores de energia de forma a obter a minimização do erro $e_{\alpha\beta}$ entre as correntes de referência e as correntes de fase e o cumprimento das condições de estabilidade do modo de deslizamento. A implementação prática da seleção dos vetores de tensão é conseguida utilizando comparadores de histerese.

Os vetores de tensão para o conversor de quatro níveis estão representados na Figura 3.10.

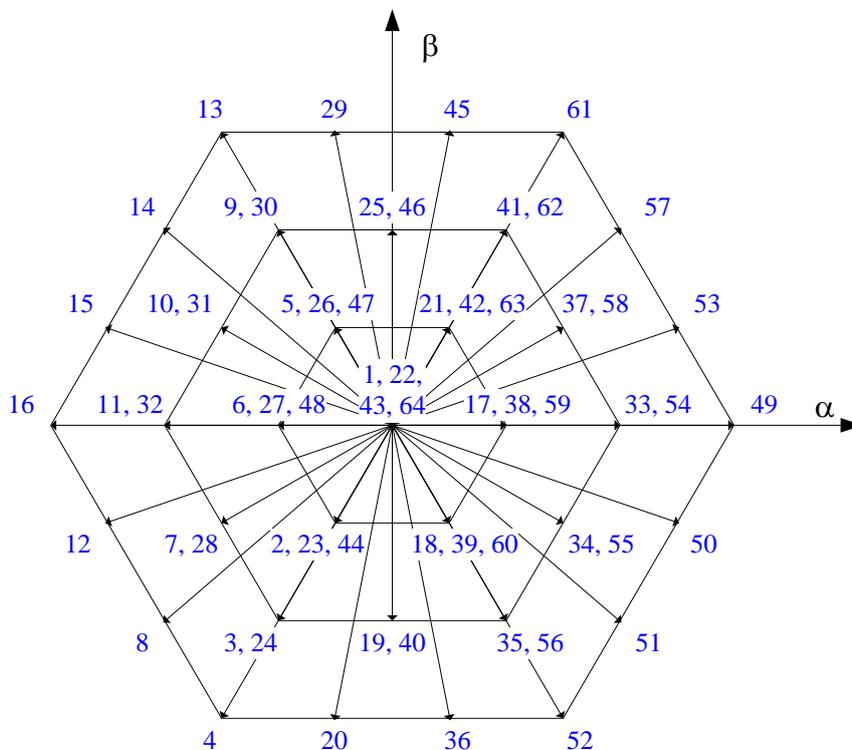


Figura 3.10 – Vetores de tensão disponíveis para o conversor de quatro níveis.

Na Figura 3.10 estão representados vetores como por exemplo, os vetores 9 e 30, que determinam a mesma posição no diagrama de representação espacial, i.e., as componentes têm valor igual de tensão aos terminais do conversor. Estes vetores com componentes iguais de tensão, embora correspondam a configurações distintas do conversor, são denominados de vetores redundantes, pois são redundantes no que respeita ao comportamento elétrico aos terminais do conversor.

Para o conversor de quatro níveis, com $p = 4$, usando a expressão para o cálculo do número de vetores não redundantes (3.14), o número de vetores não redundantes é de 37. Assim, embora existam 64 vetores de tensão, apenas

existem 37 posições espaciais diferentes no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A concordância entre os vetores de tensão $u_{s\alpha\beta}$ e o erro de corrente $e_{\alpha\beta}$ pode ser realizada se o erro das correntes for quantificado em sete níveis [Silva00, Barros08]. Pelo que, as saídas do comparador de histerese $\sigma_{\alpha\beta}$, que refletem o erro das correntes, são números inteiros que pertencem ao conjunto Ω dado por:

$$\Omega \in \{-3, -2, -1, 0, 1, 2, 3\} \tag{3.17}$$

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de quatro níveis, está representada na Figura 3.11.

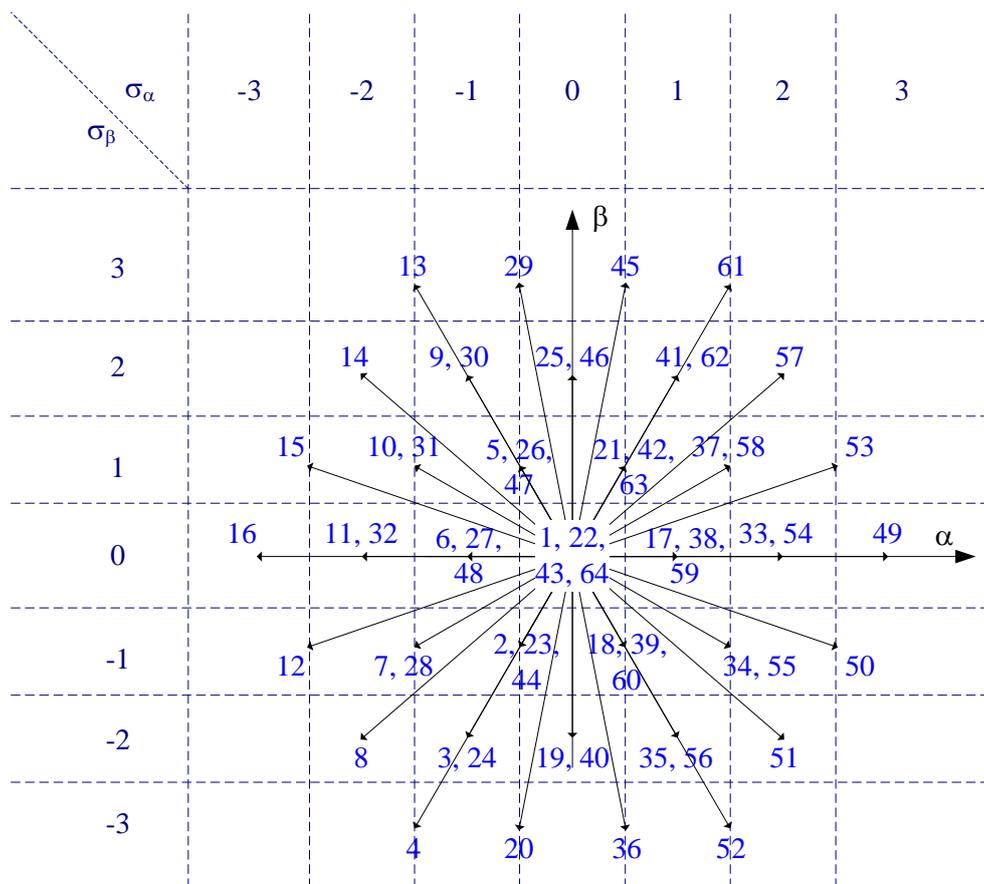


Figura 3.11 – Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de quatro níveis.

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de quatro níveis está indicada na Tabela 3.9.

Tabela 3.9 – Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de quatro níveis.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-3	-2	-1	0	1	2	3
-3	4	4	4;20	20;36	36;52	52	52
-2	8	8	3;24	19;40	35;56	51	51
-1	12	12;7;28	7;28;2;23;44	2;23;44; 18;39;60	18;39;60;34;55	34;55;50	50
0	16	11;32	6;27;48	1;22;43;64	17;38;59	33;54	49
1	15	15;10;31	10;31;5;26;47	5;26;47; 21;42;63	21;42;63;37;58	37;58;53	53
2	14	14	9;30	25;46	41;62	57	57
3	13	13	13;29	29;45	45;61	61	61

O equilíbrio das tensões v_{C1} , v_{C2} e v_{C3} nos bancos de condensadores do conversor de quatro níveis é um fator importante a ter em consideração para a seleção dos vetores de tensão, de acordo com os valores no conjunto Ω das saídas dos comparadores de histerese. Assim, um novo vetor é selecionado quer as tensões tenham valores diferentes ou quer o sistema abandone a superfície de deslizamento.

Na Figura 3.11 e na Tabela 3.9 estão representados os vetores 9 e 30, os vetores 25 e 46, os vetores 41 e 62, os vetores 10 e 31, os vetores 37 e 58, os vetores 11 e 32, os vetores 33 e 54, os vetores 7 e 28, os vetores 34 e 55, os vetores 3 e 24, os vetores 19 e 40, os vetores 35 e 56, os vetores 5, 26 e 47, os vetores 21, 42 e 63, os vetores 6, 27 e 48, os vetores 17, 38 e 59, os vetores 2, 23 e 44, os vetores 18, 39 e 60, os vetores 1, 22, 43 e 64, que são redundantes. Estes vetores embora tenham idênticas componentes de tensão têm efeitos diferentes sobre as tensões nos bancos dos condensadores, correspondendo a situações diferentes de carga ou descarga dos condensadores [Seixas14b]. Por exemplo, os vetores

redundantes 37 e 58 no retificador apresentam um comportamento distinto. No vetor de tensão 37 com os níveis $n_1 = 2$, $n_2 = 1$ e $n_3 = 0$ as fases 1 e 2 do retificador estão a carregar o banco de condensadores C_1 e a fase 1 está a carregar o banco de condensadores C_2 , enquanto no vetor de tensão 58 com os níveis $n_1 = 3$, $n_2 = 2$ e $n_3 = 1$ todas as fases do retificador estão a carregar o banco de condensadores C_1 , as fases 1 e 2 estão a carregar o banco de condensadores C_2 e a fase 1 está a carregar o banco de condensadores C_3 . No inversor o comportamento é o oposto, i.e., descarrega os bancos de condensadores [Seixas14b].

Assim, ao seleccionar os vetores redundantes, a estratégia de controlo escolhe aquele que determine que os interruptores de energia comutem de forma a satisfazer as condições de convergência e de equilíbrio da tensão nos bancos de condensadores v_{C1} , v_{C2} e v_{C3} .

A Tabela 3.9 é construída de forma a contemplar quer o anel interior quer o anel exterior, para cada combinação das componentes $\sigma_{\alpha\beta}$ das saídas dos comparadores de histerese. Pelo que, algumas combinações têm para além dos redundantes mais vetores de escolha.

Para o conversor de quatro níveis, a estratégia para manter o equilíbrio das tensões dos condensadores é alcançada seleccionando o vetor de tensão que carregue o condensador menos carregado do lado do retificador e que descarregue o condensador mais carregado do lado do inversor.

Para se alcançar a estratégia de controlo, de modo a manter o equilíbrio das tensões dos condensadores, foram implementadas quatro tabelas de vetores distintas, onde se dá predominância quer aos vetores com maior número de fases com $n_k = 0$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 1$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 2$, ou aos vetores com maior

número de fases com $n_k = 3$. Se dois dos condensadores se encontrarem em equilíbrio, i.e., $v_{C1} = v_{C2}$, ou $v_{C1} = v_{C3}$, ou $v_{C2} = v_{C3}$, a tabela a utilizar será a de $n_k = 0$ tanto para o retificador como para inversor. Se v_{C1} apresentar o menor valor de tensão no retificador, ou se apresentar o maior valor de tensão no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 1$. Se v_{C2} apresentar o menor valor de tensão no retificador, ou se apresentar o maior valor de tensão no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 2$. Se v_{C3} apresentar o menor valor de tensão no retificador, ou se apresentar o maior valor de tensão no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 3$ [Seixas14b].

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de quatro níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 0 de tensão, i.e., $n_k = 0$, está indicado na Tabela 3.10 [Seixas14b].

Tabela 3.10 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 0$.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-3	-2	-1	0	1	2	3
-3	4	4	4	20	52	52	52
-2	8	8	3	19	35	51	51
-1	12	7	2	2	34	50	50
0	16	11	6	1	17	33	49
1	15	10	5	5	37	53	53
2	14	14	9	25	41	57	57
3	13	13	13	29	61	61	61

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de quatro níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 1 de tensão, i.e., $n_k = 1$, está indicado na Tabela 3.11 [Seixas14b].

Tabela 3.11 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 1$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-3	-2	-1	0	1	2	3
-3	4	4	20	20	52	52	52
-2	8	8	24	19	56	51	51
-1	12	7	23	18	18	34	50
0	16	32	6	22	38	54	49
1	15	10	26	21	21	37	53
2	14	14	30	25	62	57	57
3	13	13	29	29	61	61	61

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de quatro níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 2 de tensão, i.e., $n_k = 2$, está indicado na Tabela 3.12 [Seixas14b].

Tabela 3.12 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 2$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-3	-2	-1	0	1	2	3
-3	4	4	4	36	36	52	52
-2	8	8	3	19	35	51	51
-1	12	7	44	44	39	34	50
0	16	11	27	43	59	33	49
1	15	10	47	42	42	37	53
2	14	14	9	25	41	57	57
3	13	13	13	45	45	61	61

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de quatro níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 3 de tensão, i.e., $n_k = 3$, está indicado na Tabela 3.13 [Seixas14b].

Tabela 3.13 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de quatro níveis, $n_k = 3$.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-3	-2	-1	0	1	2	3
-3	4	4	4	36	52	52	52
-2	8	8	24	40	56	51	51
-1	12	12	44	60	60	50	50
0	16	32	48	64	59	54	49
1	15	15	47	63	63	53	53
2	14	14	30	46	62	57	57
3	13	13	13	45	61	61	61

O vetor a seleccionar em cada instante é obtido por sobreposição dos valores das saídas dos comparadores de histerese com os vetores de tensão, ver Figura 3.11, e por comparação dos valores da tensão nos bancos de condensadores.

3.3.4 Conversor de cinco níveis

A modulação PWM por SVM simulada para o controlo do conversor eletrónico de energia de cinco níveis do SCEO está baseada na representação vetorial das tensões nos braços do conversor no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A representação vetorial das tensões nos braços do conversor é a resultante das combinações de estados de comutação, condução ou corte, admissíveis para os interruptores de energia do conversor considerando as condições de estabilidade de modo de deslizamento dadas em (3.11) e (3.12), respetivamente, definindo os níveis de tensão em cada braço do conversor.

Assim, considerando as combinações de estados de comutação dos interruptores de energia no braço k do conversor indicadas na Tabela 2.6 e os respetivos

níveis de tensão nos três braços do conversor, as combinações de estados de comutação admissíveis para os interruptores de energia que permitem controlar as correntes de fase na entrada do retificador ou saída do inversor e os respetivos níveis de tensão estão indicadas na Tabela 3.14 [Seixas15d].

Além dos níveis de tensão em cada braço do conversor trifásico, a Tabela 3.14 também indica os vetores da tensão nos braços do conversor trifásico, numerados sequencialmente e as componentes da tensão aos terminais do conversor $u_{s\alpha\beta}$ em função da tensão v_{dc} aos terminais dos bancos de condensadores no sistema de eixos de coordenadas (α, β) [Silva00, Barros08]. A Tabela 3.14 é aplicada quer para o conversor retificador, quer para o conversor inversor.

De uma forma geral o número de combinações de níveis de tensão nos conversores trifásicos é dado pelo cubo do número de níveis, p^3 , do conversor [Holmes03]. O conversor trifásico de cinco níveis, atendendo à hipótese 4) indicada na secção 2.5 e considerando o número de níveis de tensão para cada braço k do conversor indicadas na Tabela 2.6, determina um total de 125 combinações de níveis de tensão, i.e., 125 vetores de tensão.

Tabela 3.14 – Níveis de tensão para o conversor de cinco níveis.

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
1	0	0	0	0.0000	0.0000
2	0	0	1	-0.1021	-0.1768
3	0	0	2	-0.2041	-0.3536
4	0	0	3	-0.3062	-0.5303
5	0	0	4	-0.4082	-0.7071
6	0	1	0	-0.1021	0.1768
7	0	1	1	-0.2041	0.0000
8	0	1	2	-0.3062	-0.1768
9	0	1	3	-0.4082	-0.3536
10	0	1	4	-0.5103	-0.5303
11	0	2	0	-0.2041	0.3536
12	0	2	1	-0.3062	0.1768
13	0	2	2	-0.4082	0.0000
14	0	2	3	-0.5103	-0.1768
15	0	2	4	-0.6124	-0.3536
16	0	3	0	-0.3062	0.5303
17	0	3	1	-0.4082	0.3536
18	0	3	2	-0.5103	0.1768
19	0	3	3	-0.6124	0.0000
20	0	3	4	-0.7144	-0.1768
21	0	4	0	-0.4082	0.7071
22	0	4	1	-0.5103	0.5303
23	0	4	2	-0.6124	0.3536
24	0	4	3	-0.7144	0.1768
25	0	4	4	-0.8165	0.0000
26	1	0	0	0.2041	0.0000
27	1	0	1	0.1021	-0.1768
28	1	0	2	0.0000	-0.3536
29	1	0	3	-0.1021	-0.5303
30	1	0	4	-0.2041	-0.7071
31	1	1	0	0.1021	0.1768
32	1	1	1	0.0000	0.0000

Controlo do Sistema de Conversão Eólica Offshore

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
33	1	1	2	-0.1021	-0.1768
34	1	1	3	-0.2041	-0.3536
35	1	1	4	-0.3062	-0.5303
36	1	2	0	0.0000	0.3536
37	1	2	1	-0.1021	0.1768
38	1	2	2	-0.2041	0.0000
39	1	2	3	-0.3062	-0.1768
40	1	2	4	-0.4082	-0.3536
41	1	3	0	-0.1021	0.5303
42	1	3	1	-0.2041	0.3536
43	1	3	2	-0.3062	0.1768
44	1	3	3	-0.4082	0.0000
45	1	3	4	-0.5103	-0.1768
46	1	4	0	-0.2041	0.7071
47	1	4	1	-0.3062	0.5303
48	1	4	2	-0.4082	0.3536
49	1	4	3	-0.5103	0.1768
50	1	4	4	-0.6124	0.0000
51	2	0	0	0.4082	0.0000
52	2	0	1	0.3062	-0.1768
53	2	0	2	0.2041	-0.3536
54	2	0	3	0.1021	-0.5303
55	2	0	4	0.0000	-0.7071
56	2	1	0	0.3062	0.1768
57	2	1	1	0.2041	0.0000
58	2	1	2	0.1021	-0.1768
59	2	1	3	0.0000	-0.3536
60	2	1	4	-0.1021	-0.5303
61	2	2	0	0.2041	0.3536
62	2	2	1	0.1021	0.1768
63	2	2	2	0.0000	0.0000
64	2	2	3	-0.1021	-0.1768
65	2	2	4	-0.2041	-0.3536
66	2	3	0	0.1021	0.5303

Controlo do Sistema de Conversão Eólica Offshore

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
67	2	3	1	0.0000	0.3536
68	2	3	2	-0.1021	0.1768
69	2	3	3	-0.2041	0.0000
70	2	3	4	-0.3062	-0.1768
71	2	4	0	0.0000	0.7071
72	2	4	1	-0.1021	0.5303
73	2	4	2	-0.2041	0.3536
74	2	4	3	-0.3062	0.1768
75	2	4	4	-0.4082	0.0000
76	3	0	0	0.6124	0.0000
77	3	0	1	0.5103	-0.1768
78	3	0	2	0.4082	-0.3536
79	3	0	3	0.3062	-0.5303
80	3	0	4	0.2041	-0.7071
81	3	1	0	0.5103	0.1768
82	3	1	1	0.4082	0.0000
83	3	1	2	0.3062	-0.1768
84	3	1	3	0.2041	-0.3536
85	3	1	4	0.1021	-0.5303
86	3	2	0	0.4082	0.3536
87	3	2	1	0.3062	0.1768
88	3	2	2	0.2041	0.0000
89	3	2	3	0.1021	-0.1768
90	3	2	4	0.0000	-0.3536
91	3	3	0	0.3062	0.5303
92	3	3	1	0.2041	0.3536
93	3	3	2	0.1021	0.1768
94	3	3	3	0.0000	0.0000
95	3	3	4	-0.1021	-0.1768
96	3	4	0	0.2041	0.7071
97	3	4	1	0.1021	0.5303
98	3	4	2	0.0000	0.3536
99	3	4	3	-0.1021	0.1768
100	3	4	4	-0.2041	0.0000

Vetor	n_1	n_2	n_3	$u_{s\alpha}/v_{dc}$	$u_{s\beta}/v_{dc}$
101	4	0	0	0.8165	0.0000
102	4	0	1	0.7144	-0.1768
103	4	0	2	0.6124	-0.3536
104	4	0	3	0.5103	-0.5303
105	4	0	4	0.4082	-0.7071
106	4	1	0	0.7144	0.1768
107	4	1	1	0.6124	0.0000
108	4	1	2	0.5103	-0.1768
109	4	1	3	0.4082	-0.3536
110	4	1	4	0.3062	-0.5303
111	4	2	0	0.6124	0.3536
112	4	2	1	0.5103	0.1768
113	4	2	2	0.4082	0.0000
114	4	2	3	0.3062	-0.1768
115	4	2	4	0.2041	-0.3536
116	4	3	0	0.5103	0.5303
117	4	3	1	0.4082	0.3536
118	4	3	2	0.3062	0.1768
119	4	3	3	0.2041	0.0000
120	4	3	4	0.1021	-0.1768
121	4	4	0	0.4082	0.7071
122	4	4	1	0.3062	0.5303
123	4	4	2	0.2041	0.3536
124	4	4	3	0.1021	0.1768
125	4	4	4	0.0000	0.0000

O diagrama de representação espacial das combinações de níveis de tensão do conversor trifásico de cinco níveis está representado na Figura 3.12 onde cada dígito representa o nível de tensão n_k aplicado a cada um dos braços do conversor, i.e., a cada uma das fases de entrada do retificador ou de saída do inversor.

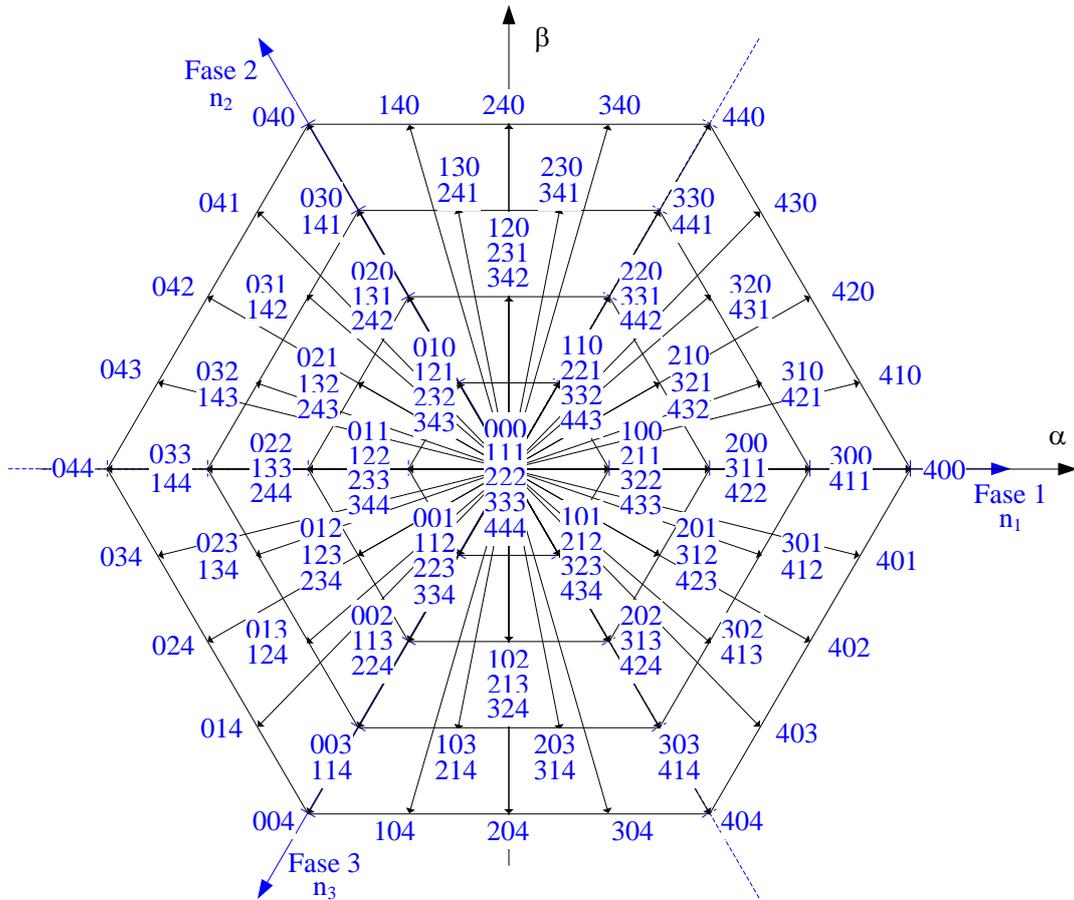


Figura 3.12 – Combinações de níveis de tensão para o conversor de cinco níveis.

Na Figura 3.12, para cada uma das combinações de níveis de tensão representadas corresponde um vetor espacial de tensão com componentes (α, β) indicadas na Tabela 3.14.

A diferença entre a corrente de referência e a corrente de fase é utilizada para seleccionar o vetor de tensão a aplicar ao conversor de cinco níveis que força a comutação dos interruptores de energia de forma a obter a minimização do erro $e_{\alpha\beta}$ entre as correntes de referência e as correntes de fase e o cumprimento das condições de estabilidade do modo de deslizamento. A implementação prática da seleção dos vetores de tensão é conseguida utilizando os comparadores de histerese.

Os vetores de tensão para o conversor de cinco níveis estão representados na Figura 3.13.

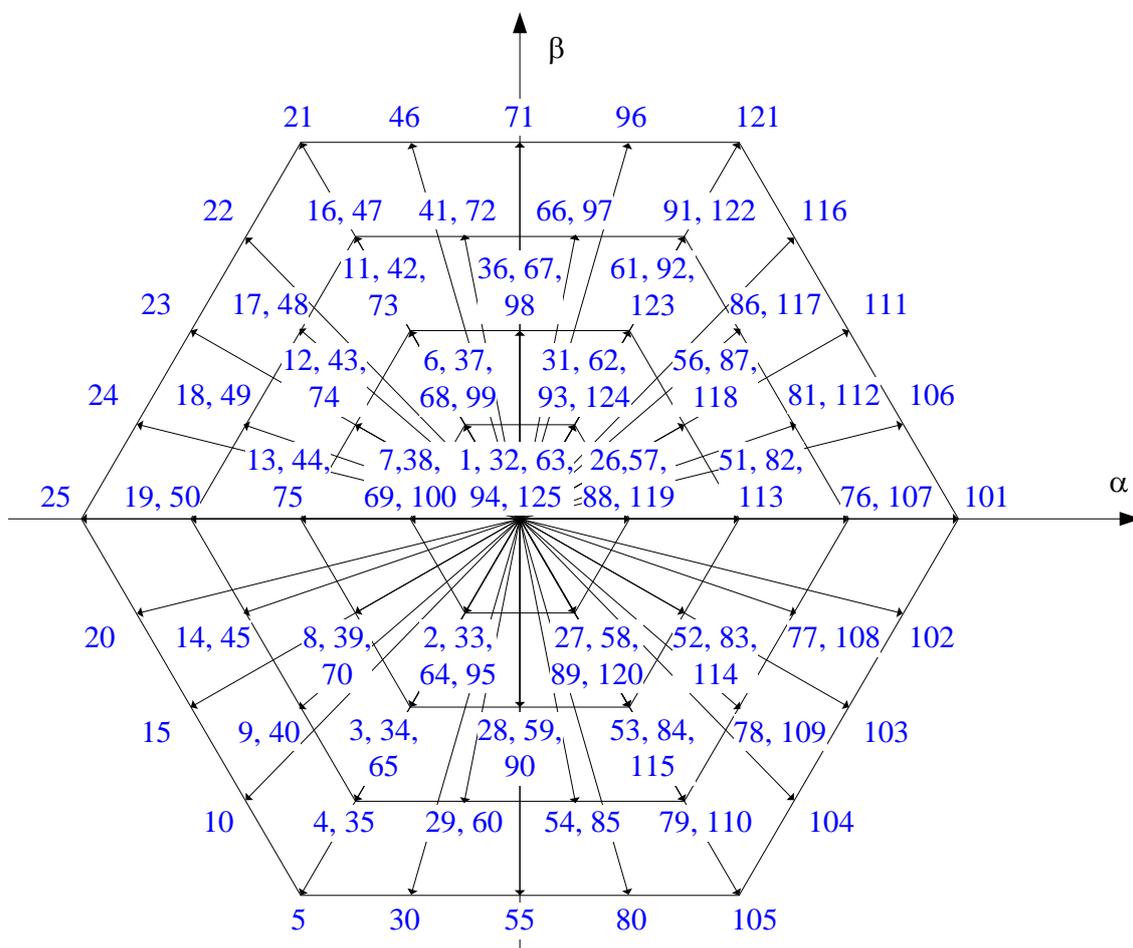


Figura 3.13 – Vetores de tensão disponíveis para o conversor de cinco níveis.

Na Figura 3.13 estão representados vetores como por exemplo, os vetores 16 e 47, os vetores 36, 67 e 98 ou os vetores 27, 58, 89 e 120, que determinam a mesma posição no diagrama de representação espacial, i.e., as componentes têm valor igual de tensão aos terminais do conversor. Estes vetores com componentes iguais de tensão, embora correspondam a configurações distintas do conversor, são denominados de vetores redundantes, pois são redundantes no que respeita ao comportamento elétrico aos terminais do conversor.

Para o conversor de cinco níveis, com $p = 5$, usando a expressão para o cálculo do número de vetores não redundantes (3.14), o número de vetores não redundantes é 61. Assim, embora existam 125 vetores de tensão, apenas existem 61 posições espaciais diferentes no sistema de eixos de coordenadas (α, β) .

A concordância entre os vetores de tensão $u_{s\alpha\beta}$ e o erro de corrente $e_{\alpha\beta}$ pode ser realizada se o erro das correntes for quantificado em nove níveis [Silva00, Barros08]. Pelo que, as saídas do comparador de histerese $\sigma_{\alpha\beta}$, que refletem o erro das correntes, são números inteiros que pertencem ao conjunto Ω dado por:

$$\Omega \in \{-4, -3, -2, -1, 0, 1, 2, 3, 4\} \quad (3.18)$$

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de cinco níveis está representada na Figura 3.14.

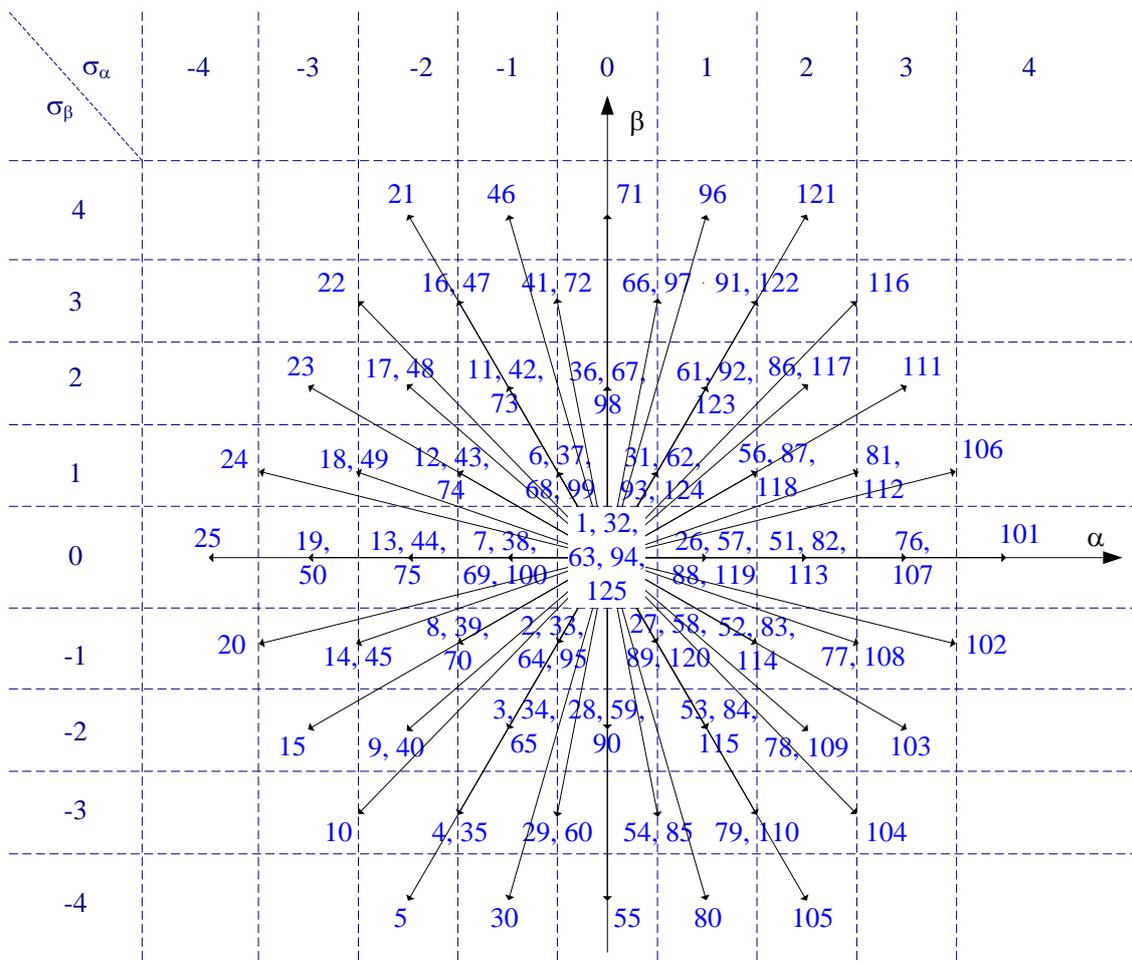


Figura 3.14 – Vetores de tensão versus erro das correntes, conversor de cinco níveis.

A concordância dos vetores de tensão com a quantificação dos erros das correntes, dados pelos valores das saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de cinco níveis, está indicada na Tabela 3.15.

Tabela 3.15 – Saídas dos comparadores de histerese para o conversor de cinco níveis.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4
-4	5	5	5	30	55	80	105	105	105
-3	10	10	10;4;35	4;35; 29;60	29;60;54;85	54;85 79;110	79;110;104	104	104
-2	15	15	9;40	3;34;65	28;59;90	53;84;115	78;109	103	103
-1	20	20; 14;45	14;45; 8;39;70	8;39;70; 2;33;64;95	2;33;64;95; 27;58;89;120	27;58;89;120; 52;83;114	52;83;114; 77;108	77;108; 102	102
0	25	19;50	13;44;75	7;38; 69;100	1;32;63; 94;125	26;57; 88;119	51;82;113	76;107	101
1	24	24; 18;49	18;49; 12;43;74	12;43;74; 6;37;68;99	6;37;68;99; 31;62;93;124	31;62;93;124; 56;87;118	56;87;118; 81;112	81;112; 106	106
2	23	23	17;48	11;42;73	36;67;98	61;92;123	86;117	111	111
3	22	22	22;16;47	16;47;41;72	41;72;66;97	66;97;91;122	91;122;116	116	116
4	21	21	21	46	71	96	121	121	121

O equilíbrio das tensões v_{C1} , v_{C2} , v_{C3} e v_{C4} nos bancos de condensadores do conversor de cinco níveis é um fator importante a ter em consideração para a seleção dos vetores de tensão, de acordo com os valores no conjunto Ω das saídas dos comparadores de histerese. Assim, um novo vetor é selecionado quer as tensões tenham valores diferentes ou quer o sistema abandone a superfície de deslizamento.

Na Figura 3.14 e na Tabela 3.15 estão representados os vetores 16 e 47, os vetores 41 e 72, os vetores 66 e 97, os vetores 91 e 122, os vetores 17 e 48, os vetores 86 e 117, os vetores 18 e 49, os vetores 81 e 112, os vetores 19 e 50, os vetores 76 e 107, os vetores 14 e 45, os vetores 77 e 108, os vetores 9 e 40, os vetores 78 e 109, os vetores 4 e 35, os vetores 29 e 60, os vetores 54 e 85, os vetores 79 e 110, os vetores 11, 42 e 73, os vetores 36, 67 e 98, os vetores 61, 92 e 123, os vetores 12, 43 e 74, os vetores 56, 87 e 118, os vetores 13, 44 e 75, os vetores 51, 82 e 113, os vetores 8, 39 e 70, os vetores 52, 83 e 114, os vetores 3, 34 e 65, os vetores 28, 59 e 90, os vetores 53, 84 e 115, os vetores 6, 37, 68 e 99, os vetores 31, 62, 93 e 124, os vetores 7, 38, 69 e 100, os vetores 26, 57, 88 e

119, os vetores 2, 33, 64 e 95, os vetores 27, 58, 89 e 120, os vetores 1, 32, 63, 94 e 125, que são redundantes. Estes vetores, embora tenham idênticas componentes de tensão têm efeitos diferentes sobre as tensões nos bancos dos condensadores, correspondendo a situações diferentes de carga ou descarga dos condensadores [Seixas15d]. Por exemplo, os vetores redundantes 66 e 97 no retificador apresentam um comportamento distinto. No vetor de tensão 66 com os níveis $n_1 = 2$, $n_2 = 3$ e $n_3 = 0$ as fases 1 e 2 do retificador estão a carregar os bancos de condensadores C_1 e C_2 e a fase 2 está a carregar o banco de condensadores C_3 , enquanto no vetor de tensão 97 com os níveis $n_1 = 3$, $n_2 = 4$ e $n_3 = 1$ todas as fases do retificador estão a carregar o banco de condensadores C_1 , as fases 1 e 2 estão a carregar o banco de condensadores C_2 e C_3 e a fase 2 está a carregar o banco de condensadores C_4 . No inversor o comportamento é o oposto, i.e., descarrega os bancos de condensadores [Seixas15d].

Assim, ao selecionar os vetores redundantes, a estratégia de controlo escolhe aquele que determine que os interruptores de energia comutem de forma a satisfazer as condições de convergência e de equilíbrio da tensão nos bancos de condensadores v_{C1} , v_{C2} , v_{C3} e v_{C4} .

A Tabela 3.15 é construída de forma a contemplar quer o anel interior quer o anel exterior, para cada combinação das componentes $\sigma_{\alpha\beta}$ das saídas dos comparadores de histerese. Pelo que, algumas combinações têm para além dos redundantes mais vetores de escolha.

Para o conversor de cinco níveis, a estratégia para manter o equilíbrio das tensões dos condensadores é alcançada selecionando o vetor de tensão que carregue o condensador menos carregado do lado do retificador e que descarregue o condensador mais carregado do lado do inversor.

Para se alcançar a estratégia de controlo, de modo a manter o equilíbrio das tensões dos condensadores, foram implementadas cinco tabelas de vetores distintas, onde se dá predominância aos vetores com maior número de fases com $n_k = 0$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 1$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 2$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 3$, ou aos vetores com maior número de fases com $n_k = 4$. Se dois dos condensadores se encontrarem em equilíbrio, i.e., $v_{C1} = v_{C2}$, ou $v_{C1} = v_{C3}$, ou $v_{C1} = v_{C4}$, ou $v_{C2} = v_{C3}$, ou $v_{C2} = v_{C4}$, ou $v_{C3} = v_{C4}$, a tabela a utilizar será a de $n_k = 0$ tanto para o retificador como para inversor. Se v_{C1} apresentar o menor valor de tensão no retificador, ou se apresentar o maior valor de tensão no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 1$. Se v_{C2} apresentar o menor valor de tensão no retificador, ou se apresentar o maior valor de tensão no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 2$. Se v_{C3} apresentar o menor valor de tensão no retificador, ou se apresentar o maior valor de tensão no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 3$. Se v_{C4} apresentar o menor valor de tensão no retificador, ou se apresentar o maior valor de tensão no inversor a tabela a utilizar será a de $n_k = 4$ [Seixas15d].

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de cinco níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 0 de tensão, i.e., $n_k = 0$, está indicado na Tabela 3.16 [Seixas15d].

Tabela 3.16 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 0$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4
-4	5	5	5	30	55	80	105	105	105
-3	10	10	4	4	29	54	104	104	104
-2	15	15	9	3	28	53	78	103	103
-1	20	20	14	2	2	52	77	102	102
0	25	50	13	100	1	26	51	76	101
1	24	24	18	6	6	56	81	106	106
2	23	23	17	11	36	61	86	111	111
3	22	22	16	16	41	66	116	116	116
4	21	21	21	46	71	96	121	121	121

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de cinco níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 1 de tensão, i.e., $n_k = 1$, está indicado na Tabela 3.17 [Seixas15d].

Tabela 3.17 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 1$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4
-4	5	5	5	30	55	80	105	105	105
-3	10	10	35	35	85	85	110	104	104
-2	15	15	40	34	59	84	109	103	103
-1	20	45	39	33	27	27	83	108	102
0	25	50	44	7	32	57	82	107	101
1	24	49	43	37	31	31	87	112	106
2	23	23	48	42	67	92	117	111	111
3	22	22	47	47	72	97	122	116	116
4	21	21	21	46	71	96	121	121	121

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de cinco níveis quando é necessário colocar o maior

número de fases ao nível 2 de tensão, i.e., $n_k = 2$, está indicado na Tabela 3.18 [Seixas15d].

Tabela 3.18 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 2$.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4
-4	5	5	5	30	55	80	105	105	105
-3	10	10	4	60	54	54	79	104	104
-2	15	15	40	65	90	53	78	103	103
-1	20	14	70	64	64	58	114	108	102
0	25	19	13	69	63	88	113	76	101
1	24	18	74	68	68	62	118	112	106
2	23	23	48	73	98	61	86	111	111
3	22	22	16	72	66	66	91	116	116
4	21	21	21	46	71	96	121	121	121

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de cinco níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 3 de tensão, i.e., $n_k = 3$, está indicado na Tabela 3.19 [Seixas15d].

Tabela 3.19 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 3$.

$\sigma_\beta \setminus \sigma_\alpha$	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4
-4	5	5	5	30	55	80	105	105	105
-3	10	10	4	4	85	79	104	104	104
-2	15	15	9	34	90	84	109	103	103
-1	20	20	45	95	95	120	114	77	102
0	25	19	44	100	94	119	82	76	101
1	24	24	49	99	99	124	118	81	106
2	23	23	17	42	98	92	117	111	111
3	22	22	16	16	97	91	91	116	116
4	21	21	21	46	71	96	121	121	121

A concordância dos vetores de tensão com as saídas dos comparadores de histerese, para o conversor de cinco níveis quando é necessário colocar o maior número de fases ao nível 4 de tensão, i.e., $n_k = 4$, está indicado na Tabela 3.20 [Seixas15d].

Tabela 3.20 – Saídas dos comparadores de histerese, conversor de cinco níveis, $n_k = 4$.

$\sigma_\beta \backslash \sigma_\alpha$	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4
-4	5	5	5	30	55	80	105	105	105
-3	10	10	10	35	60	110	110	104	104
-2	15	15	40	65	90	115	109	103	103
-1	20	20	45	70	120	120	108	102	102
0	25	50	75	100	125	119	113	107	101
1	24	24	49	74	124	124	112	106	106
2	23	23	48	73	98	123	117	111	111
3	22	22	22	47	72	122	122	116	116
4	21	21	21	46	71	96	121	121	121

O vetor a seleccionar em cada instante é obtido por sobreposição dos valores das saídas dos comparadores de histerese com os vetores de tensão, ver Figura 3.14, e por comparação dos valores da tensão nos bancos de condensadores.

3.4 Controladores de Ordem Fracionária

O controlo do SCEO em águas abertas constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível, uma turbina eólica de velocidade variável e um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois, três, quatro ou cinco níveis, utiliza controladores de ordem fracionária PI^μ .

O controlador de ordem fracionária está baseado na utilização da teoria do cálculo de ordem fracionário (COF). O COF é uma generalização da diferenciação e integração de ordem inteira para valores não inteiros e valores complexos [Podlubny99]. O uso do COF nos modelos matemáticos dos sistemas dinâmicos pode melhorar o desempenho, propriedades e incrementa as possibilidades do controlo [Jun06, Arijit09, Melício10a].

No COF a derivação e a integração são operações inversas, sendo o diferenciador de ordem fracionária indicado pelo operador generalista ${}_a D_t^\mu$ [Ortigueira04, Calderón06] dado por:

$${}_a D_t^\mu = \begin{cases} \frac{d^\mu}{dt^\mu}, & \Re(\mu) > 0 \\ 1, & \Re(\mu) = 0 \\ \int_a^t (d\tau)^{-\mu}, & \Re(\mu) < 0 \end{cases} \quad (3.19)$$

sendo μ a ordem da derivada ou do integral e $\Re(\mu)$ a parte real de μ , pode tomar um valor arbitrário, real, racional, irracional ou mesmo complexo [Barbosa05, Melício10a].

A evolução histórica da generalização do conceito de derivada e integral de ordem fracionária, i.e., para valores não inteiros de μ , remonta ao início do desenvolvimento do cálculo diferencial e integral, tendo sido objeto de várias contribuições. Sendo as mais frequentes as contribuições propostas por Caputo e por Reimann-Liouville e Grünwald–Letnikov.

A derivada de ordem fracionária proposta por Caputo [Delavari12] é dada por:

$$C_a D_t^{-\mu} f(t) = \frac{1}{\Gamma(n - \mu)} \int_a^t \frac{f^n(\tau)}{(t - \tau)^{\mu - n + 1}} d\tau \quad \mu \in \Re \quad (3.20)$$

A contribuição de Reimann-Liouville resulta da generalização da fórmula do integral de Cauchy, e a contribuição de Grünwald–Letnikov é considerada como sendo a mais fundamental, dado que é a que impõe menos restrições nas funções em que é aplicada [Barbosa05].

O integral de ordem fracionário proposto por Reimann-Liouville [Calderón06] é dado por:

$${}_a D_t^{-\mu} f(t) = \frac{1}{\Gamma(\mu)} \int_a^t (t-\tau)^{\mu-1} f(\tau) d\tau \quad \mu \in \mathfrak{R} \quad (3.21)$$

A derivada de ordem fracionária proposta por Reimann-Liouville [Calderón06] é dada por:

$${}_a D_t^{\mu} f(t) = \frac{1}{\Gamma(n-\mu)} \frac{d^n}{dt^n} \left[\int_a^t \frac{f(\tau)}{(t-\tau)^{\mu-n+1}} d\tau \right] \quad \mu \in \mathfrak{R} \quad (3.22)$$

em que a função $\Gamma(n-\mu)$ é dada por:

$$\Gamma(x) \equiv \int_0^{\infty} y^{x-1} e^{-y} dy \quad (3.23)$$

sendo $\Gamma(x)$ a função Gamma, a e t os limites da operação e $\mu \in \mathfrak{R}$ um número real que identifica a ordem fracionária do integral ou da derivada, que satisfaz as restrições $0 < \mu \leq 1$.

Assumindo que o limite $a=0$, o operador diferenciador de ordem fracionária passa a ser, ${}_0 D_t^{-\mu} \equiv D_t^{-\mu}$.

O integral de ordem fracionário proposto por Grünwald–Letnikov [Cafagna07] é dado por :

$${}_a D_t^{-\mu} f(t) = \lim_{h \rightarrow 0} h^\mu \sum_{r=0}^{\frac{t-a}{h}} \frac{\Gamma(\mu+r)}{r! \Gamma(\mu)} f(t-rh) \quad \mu \in \mathfrak{R} \quad (3.24)$$

A derivada de ordem fracionária proposta por Grünwald–Letnikov [Cafagna07] é dada por:

$${}_a D_t^\mu f(t) = \lim_{h \rightarrow 0} h^{-\mu} \sum_{r=0}^{\frac{t-a}{h}} (-1)^r \frac{\Gamma(\mu+1)}{r! \Gamma(\mu-r+1)} f(t-rh) \quad \mu \in \mathfrak{R} \quad (3.25)$$

As expressões (3.21), (3.22) e (3.24), (3.25) mostram que os operadores de ordem fracionária têm uma memória associada, i.e., capturam uma infinidade de pontos de amostragem ou empregam séries infinitas, em contraste dos operadores de ordem inteira não têm uma memória associada, apresentam um carácter puramente local, i.e., não capturam uma infinidade de pontos de amostragem ou empregam séries finitas [Barbosa06, Melício10a].

A equação integral do controlador PI^μ de ordem fracionária no domínio do tempo, que satisfaz a restrição $\mu = 0.7$ [Petráš02] é dada por:

$$u(t) = K_p e(t) + K_i D_t^{-\mu} e(t) \quad \mu \in \mathfrak{R} \quad (3.26)$$

sendo K_p e K_i os ganhos proporcional e integral do controlador. Assumindo $\mu = 1$ em (3.26) representa a equação integral do controlador do controlador PI clássico, no domínio do tempo.

A função de transferência do controlador PI^μ de ordem fracionária é dada por:

$$G(s) = K_p + K_i s^{-\mu} \quad \mu \in \mathfrak{R} \quad (3.27)$$

O controlador PI^μ de ordem fracionária está representado [Melício10a] na Figura 3.15.

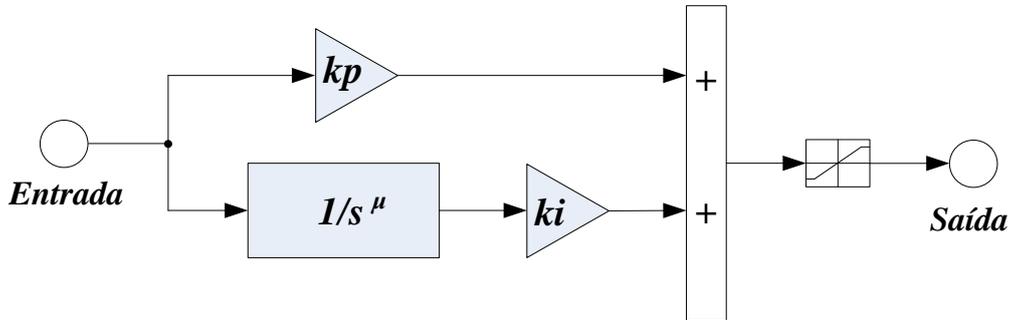


Figura 3.15 – Controlador PI^μ de ordem fracionária .

O controlador de ordem fracionária em comparação com o controlador clássico melhora a qualidade da energia injetada na RE pelo sistema, não afetando o desempenho dinâmico do sistema [Jun06, Arijit09], tendo um grau significativo de robustez [Valério05, Melício10a].

A configuração do controlo do SCEO com conversor de quatro níveis e transmissão de energia em CC está representado na Figura 3.16.

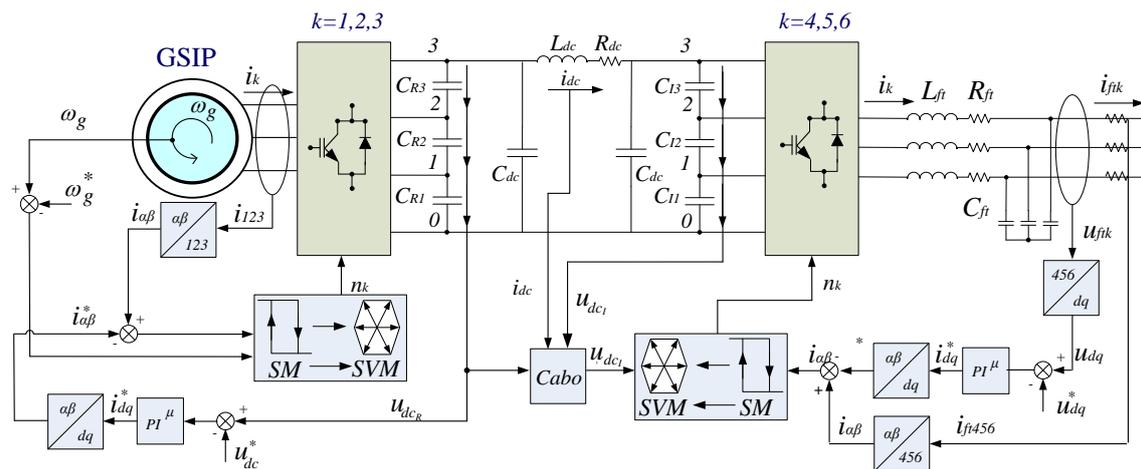


Figura 3.16 – Configuração do controlo do SCEO.

3.5 Conclusões

O SCEO em águas abertas é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível, uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por uma, duas, três ou cinco massas girantes; um gerador síncrono de ímanes permanentes; um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois, três, quatro ou cinco níveis; e um cabo submarino. O controlo do SCEO é conseguido utilizando o modo de deslizamento associado com a modulação PWM por vetores espaciais e controladores de ordem inteira, ou de ordem fracionária. Os modelos de controlo utilizados para controlar o sistema eólico offshore têm como meta conseguir que as grandezas elétricas injetadas na RE apresentem uma baixa distorção harmónica.

A estratégia de controlo força a comutação dos interruptores de modo a que o sistema permaneça na vizinhança da superfície de deslizamento. A vizinhança da superfície de deslizamento é atingida através de diferentes tabelas de seleção de vetores de tensão, mitigando o desequilíbrio de tensão entre os diferentes bancos de condensadores. A estratégia não envolve processamentos em algoritmos de cálculo para a escolha do vetor de tensão e tem um tempo de execução computacional não significativo.

CAPÍTULO

4

Simulação Computacional

Neste capítulo, recorrendo a simulações computacionais, são apresentados os resultados numéricos obtidos e conclusões sobre o desempenho do sistema de conversão eólica offshore em águas abertas. As simulações computacionais consideram a ação do vento sem e com perturbações e a ação provocada pelo movimento da superfície do mar.

A energia elétrica guiada do sistema de conversão eólica offshore para a rede elétrica é estudada considerando a transmissão quer em CA, quer em CC, sendo em ambas as transmissões o nível de tensão de 5 kV ou de 6 kV.

4.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados os resultados numéricos provenientes das simulações computacionais e conclusões sobre o desempenho do SCEO em águas abertas ligado a uma RE, cuja modelação foi estudada nos capítulos anteriores.

O SCEO em águas abertas é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita respetivamente por uma, duas, três ou cinco massas girantes; um gerador síncrono com excitação assegurada por meio de ímanes permanentes; um conversor eletrónico de energia, descrito respetivamente por um conversor de dois níveis ou por um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três níveis, de quatro níveis ou de cinco níveis. A energia elétrica guiada do SCEO em águas abertas para a RE é estudada considerando a transmissão quer em CA, quer em CC. O controlo do SCEO é conseguido utilizando o modo de deslizamento associado com a modulação PWM por vetores espaciais e controladores de ordem fracionária; ou de ordem inteira.

O objetivo das simulações computacionais é observar o comportamento dinâmico do SCEO, incluindo o comportamento harmónico, quando sujeito a velocidades do vento sem ou com perturbações e a movimento significativo da superfície do mar, considerando a transmissão de energia elétrica em CA ou em CC, em situações de funcionamento sem falhas, ou quando sujeito:

a uma falha no controlo das pás da turbina;

a uma falha de tensão numa fase do conversor retificador;

a uma cava de tensão, com presença da quinta harmónica na RE.

O comportamento harmónico é computado pela DFT e pelo THD da corrente injetada na RE.

O THD surgiu como consequência da necessidade de quantificar numericamente as harmónicas presentes na tensão ou na corrente alternada num dado ponto da rede. É uma grandeza adimensional que caracteriza um sinal deformado. O THD é expresso em percentagem da componente fundamental desse sinal [IEEE92] é dado por:

$$\text{THD (\%)} = 100 \frac{\sqrt{\sum_{H=2} X_H^2}}{X_F} \quad (4.1)$$

sendo X_H o valor eficaz do sinal com o conteúdo harmónico total, incluindo a componente fundamental, H é a harmónica do sinal e X_F o valor eficaz da componente fundamental do sinal. Os valores máximos admissíveis para o THD são dados pelas normas internacionais, podendo ser aplicado à tensão e à corrente [Melício10a]. No caso desta tese, o THD é a grandeza que caracteriza o conteúdo harmónico da onda de corrente injetada na rede.

O THD está associado ao espectro harmónico, nomeadamente à Transformada Discreta de Fourier (*Discrete Fourier Transform*, DFT). O espectro harmónico é um elemento da análise da qualidade da energia, na medida em que não é mais que a decomposição de um sinal nas suas componentes harmónicas, representadas na forma de um gráfico de barras, no domínio da frequência [IEC01]. O comportamento harmónico computado pela DFT é dado por:

$$X(k) = \sum_{n=0}^{N-1} e^{-j2\pi kn/N} x(n) \text{ para } k = 0, \dots, N-1 \quad (4.2)$$

A fase correspondente a cada uma das harmónicas é dada por:

$$\angle(k) = \tan^{-1} \left(\frac{\Im X(k)}{\Re X(k)} \right) \frac{180}{\pi} \text{ para } k = 0, \dots, N-1 \quad (4.3)$$

em que $x(n)$ é o sinal de entrada e $X(k)$ são a amplitude e a fase das diferentes componentes sinusoidais de $x(n)$.

A norma IEEE Standard 519-1992, é uma recomendação, a sua aprovação teve como objetivo ser uma referência quanto às causas, efeitos, medidas e controlo de harmónicas nos sistemas de energia eléctrica. Esta recomendação indica que um produtor de energia eléctrica, no ponto de entrega, não poderá injetar na RE, até aos 69 kV, correntes com um valor do THD superior a 5% [IEEE92].

Nesta tese é avaliada a qualidade da onda de corrente, nomeadamente são avaliadas as harmónicas presentes na corrente injetada na RE, na medida em que o SCEO injeta a energia produzida sobre uma rede considerada infinita, sobre a qual não se tem o controlo da qualidade da forma da onda de tensão [Melício10a]. Assim, nesta tese a qualidade da energia é então definida pela qualidade da onda de corrente injetada na RE.

Os modelos matemáticos para estudar o desempenho do SCEO ligado a uma RE foram implementados em Matlab e Simulink, tendo sido utilizado para a solução das equações de estado que traduzem o comportamento dinâmico do sistema o método de integração de Runge Kutta de quarta ordem com um passo de integração de 0.01 ms.

O SCEO tem uma potência nominal de 2 MW. Os parâmetros utilizados nas simulações computacionais que caracterizam o SCEO são os indicados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Parâmetros do SCEO.

Potência nominal	2 MW
Diâmetro do rotor da turbina	90 m
Altura do cubo do rotor	80 m
Número de pás	3
<i>Cut-in</i>	2.5 m/s
<i>Cut-out</i>	25 m/s
Velocidade do vento nominal para a turbina	12 m/s
Velocidade periférica da pá	17.64 m/s a 81.04 m/s
Velocidade de rotação da turbina	6.9 rpm a 31.6 rpm
Momento de inércia da turbina	$5500 \times 10^3 \text{ kgm}^2$
Momento de inércia do gerador	$400 \times 10^3 \text{ kgm}^2$

4.2 Velocidade do Vento sem Perturbações

O objetivo desta simulação computacional é observar o comportamento dinâmico do SCEO quando sujeito a um vento sem perturbações. Na simulação computacional é considerado um vento sem perturbações com velocidades compreendidas entre 5 m/s e 20 m/s, tendo uma velocidade inicial de 5 m/s, seguido por uma rampa crescente que estabiliza ao fim de 1.5 s numa velocidade constante de 20 m/s, num horizonte temporal de 6 s. O movimento significativo da superfície do mar e a frequência são, respetivamente 10 m e 0.25 Hz.

O conversor eletrónico de energia considerado é descrito por um modelo de um conversor de dois níveis.

A dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica do SCEO é descrita por uma, duas, três ou cinco massas girantes.

A velocidade do vento sem perturbações a variar em função do tempo está representado na Figura 4.1.

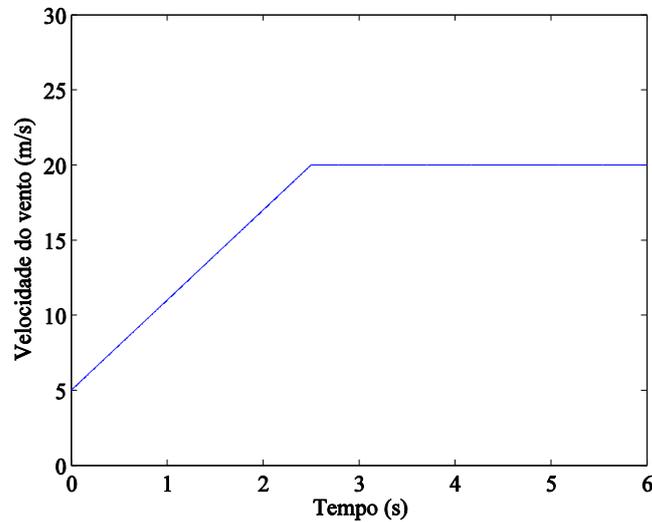


Figura 4.1 – Velocidade do vento sem perturbações.

O perfil do movimento significativo da superfície do mar em função do tempo está representado na Figura 4.2.

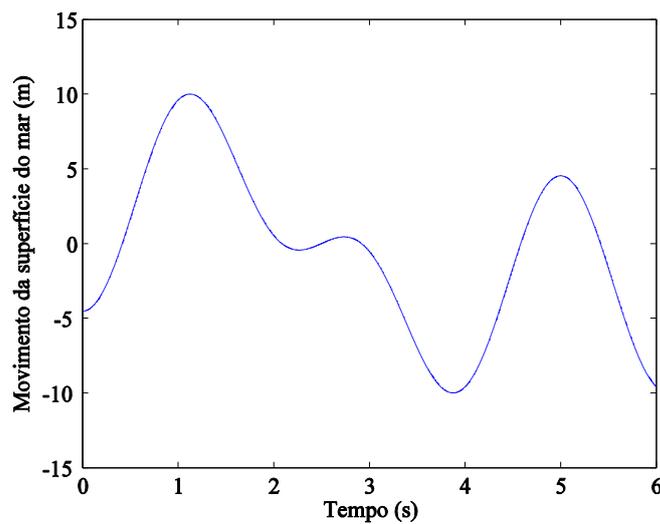


Figura 4.2 – Perfil do movimento significativo da superfície do mar.

A potência mecânica da turbina, a potência elétrica do GSIP e a diferença entre as duas potências, i.e., a potência aceleradora para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes [Seixas14a] estão representadas na Figura 4.3.

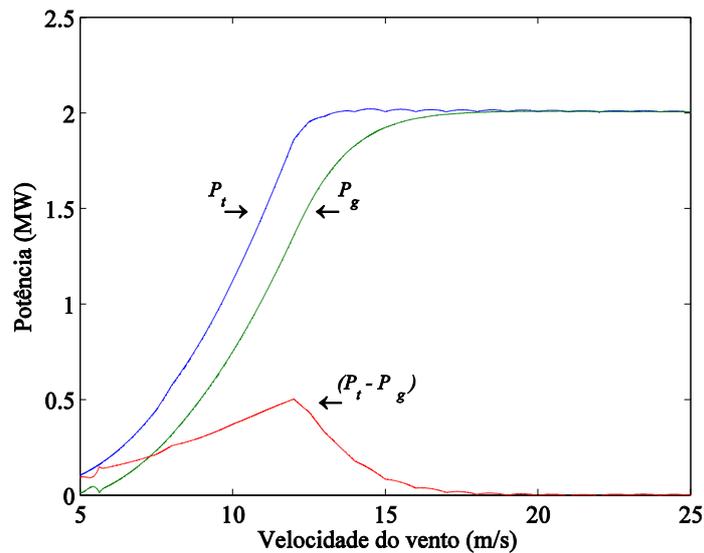


Figura 4.3 – Potência mecânica e potência elétrica.

Os binários mecânicos da turbina e elétrico, para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes estão representados na Figura 4.4.

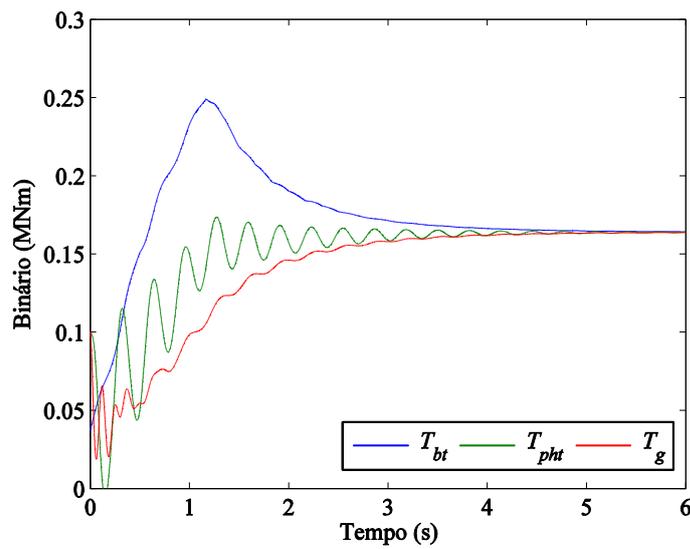


Figura 4.4 – Binário mecânico da turbina e do gerador, três massas.

As velocidades de rotação da turbina e do GSIP, para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes estão representadas na Figura 4.5.

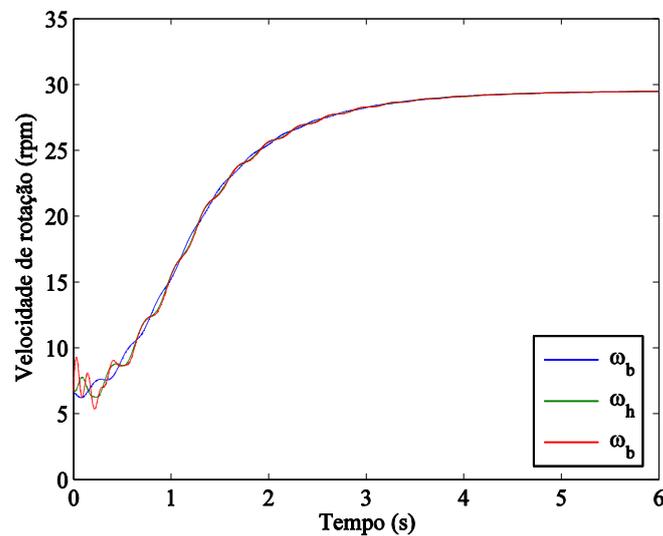


Figura 4.5 – Velocidade de rotação da turbina e do gerador, três massas.

Na Figura 4.4, para um vento sem perturbações a observação permite concluir que o binário mecânico associado com a energia captada ao vento, i.e., associado com a dinâmica das três massas e propagado ao longo do sistema de transmissão, T_{pht} , apresenta na segunda massa não só a ação do transmitido pela primeira massa, mas também a oscilação em valor devida à influência do movimento da superfície marítima na plataforma semissubmersível. Na terceira massa a oscilação é atenuada devido à dinâmica resultante da inércia das massas, do efeito de elasticidade do veio e da dissipação devido ao atrito. Após o regime transitório quer os binários, quer as velocidades angulares das massas, ver Figura 4.5. tendem respetivamente para um mesmo valor, i.e., a resposta à dinâmica do sistema entra em regime quase estacionário. No caso de o vento apresentar a variabilidade e a intermitência que normalmente o caracteriza, quer os binários, quer as velocidades angulares das massas estão sobre a influência da variabilidade e da intermitência. Pelo que, não é de admitir que se verifique em situações reais a tendência anteriormente observada, como é constatado na simulação que é apresentada seguidamente.

As perturbações sentidas pelo SCEO vão originar vibrações mecânicas que por sua vez vão ser refletidas na qualidade da energia elétrica sob a forma de presença de harmónicas, sendo por isso importante definir qual o modelo que melhor representa a dinâmica do sistema. Para o sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por uma massa girante a dinâmica do SCEO não é devidamente estudada devido a não ser possível isolar os fenómenos mecânicos dos elétricos. No modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes a dinâmica pode ser estudada com mais detalhe, mas o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes apresenta uma maior sensibilidade à dinâmica do sistema. O valor médio de distorção harmónica da corrente injetada na RE foi determinado para os modelos do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por uma, duas ou três

massas girantes em condições de vento sem perturbações, sendo indicados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – THD da corrente injetada na RE, vento sem perturbações.

<i>THD (%)</i>		
1 massa	2 massas	3 massas
2.22	2.43	2.74

O valor médio de THD obtido pela simulação não favorece particularmente um modelo em detrimento de outro, no entanto o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes revela uma observação mais precisa relativamente aos binários e aos desvios angulares.

4.3 Velocidade do Vento com Perturbações

O objetivo desta simulação computacional é observar o comportamento dinâmico do SCEO quando sujeito a um vento com perturbações, de modo a determinar qual o modelo discreto de massas concentradas que melhor representa o comportamento. Na simulação computacional é considerado um vento com perturbações com velocidades compreendidas entre 5 m/s e 20 m/s, tendo uma velocidade média inicial de 5 m/s, seguido por uma rampa crescente que estabiliza ao fim de 1.5 s numa velocidade média constante de 20 m/s, num horizonte temporal de 6 s. O movimento significativo da superfície do mar e a frequência são, respetivamente 10 m e 0.25 Hz, i.e., os valores são idênticos aos considerados para o vento com perturbações.

O conversor eletrônico de energia considerado é descrito por um modelo de um conversor de dois níveis.

A dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica do SCEO é descrita por uma duas, três ou cinco massas girantes.

A velocidade do vento com perturbações a variar em função do tempo está representado na Figura 4.6.

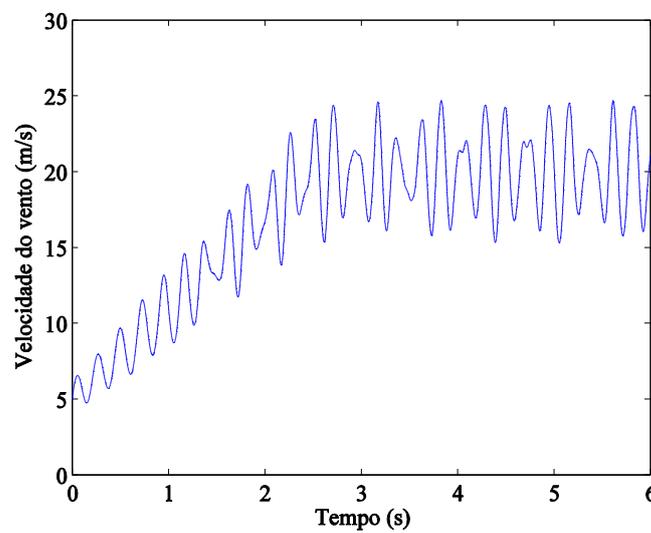


Figura 4.6 – Velocidade do vento com perturbações.

Os binários mecânicos da turbina e elétrico para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes estão representadas na Figura 4.7.

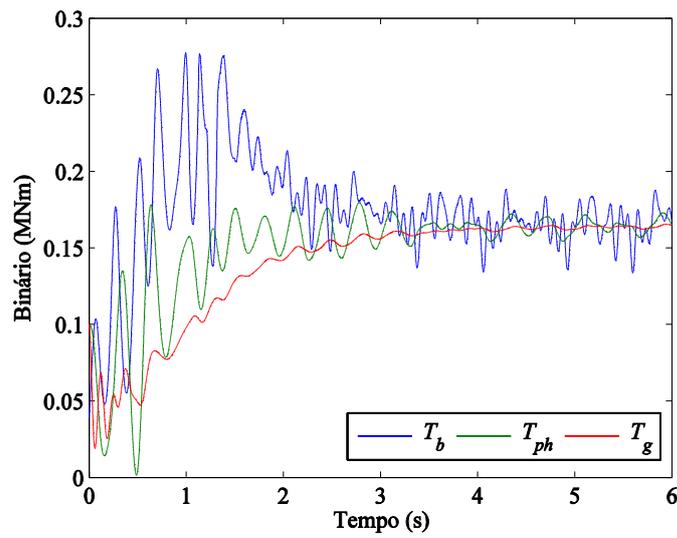


Figura 4.7 – Binário mecânico da turbina e do gerador, três massas.

As velocidades de rotação da turbina e do GSIP, para o sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes estão representadas na Figura 4.8.

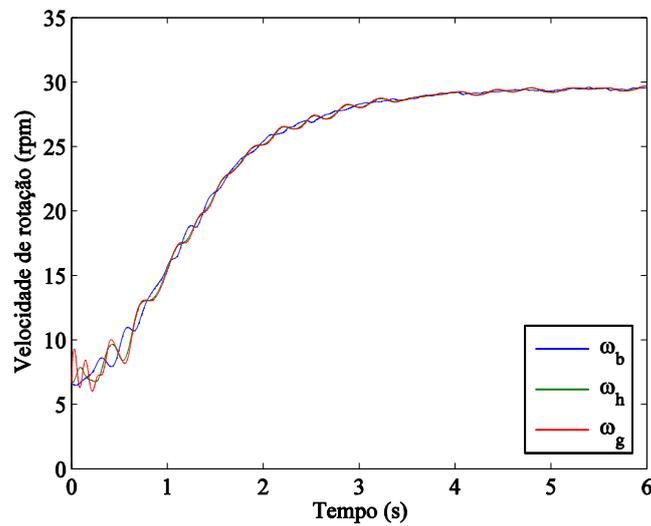


Figura 4.8 – Velocidade de rotação da turbina e do gerador, três massas.

Os desvios angulares do setor flexível da pá, do setor rígido associado ao cubo do rotor e do GSIP, para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas ou três massas girantes estão representadas na Figura 4.9.

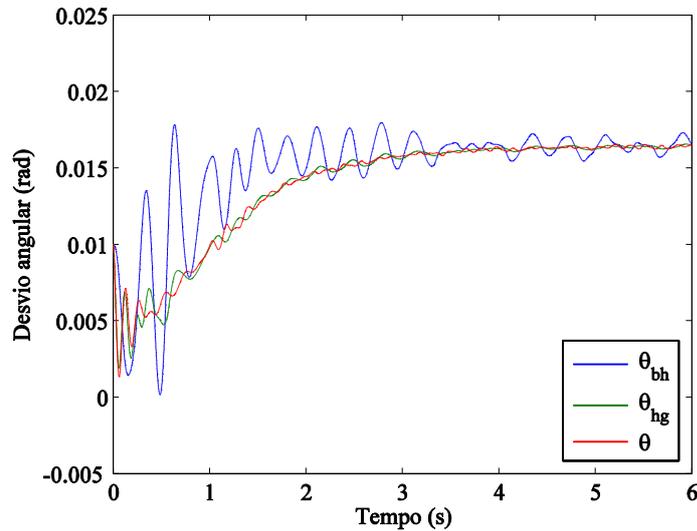


Figura 4.9 – Desvios angulares, da turbina e do gerador, duas ou três massas.

Para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes foi considerando outro perfil de velocidade de vento, contemplando um regime mais severo de funcionamento, nomeadamente a situação de velocidade de vento com rajadas súbitas. A velocidade do vento com perturbações do tipo rajada, a variar em função do tempo [Seixas14b] é dada por:

$$u = 13.8 \left[1 + \sum_n A_n \sin(\omega_n t) \right] \quad 0 \leq t \leq 10 \quad (4.4)$$

A velocidade do vento com perturbações do tipo rajada está representada na Figura 4.10.

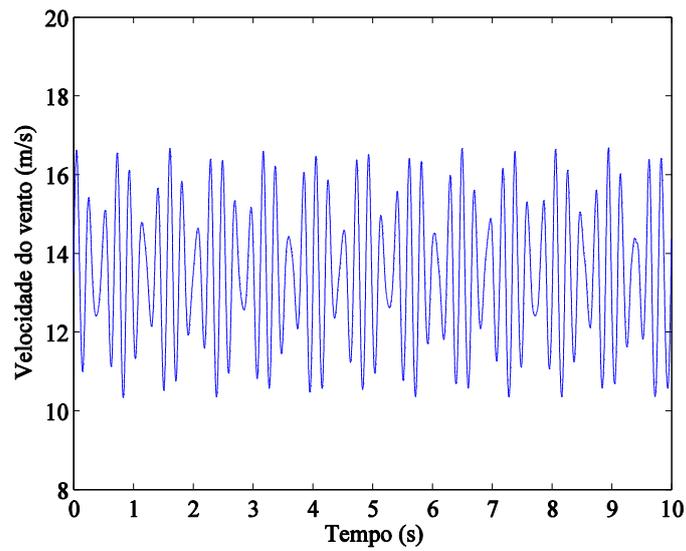


Figura 4.10 – Velocidade do vento com perturbações, cinco massas.

Os binários mecânicos da turbina e elétrico para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes [Seixas 14b] estão representados na Figura 4.11.

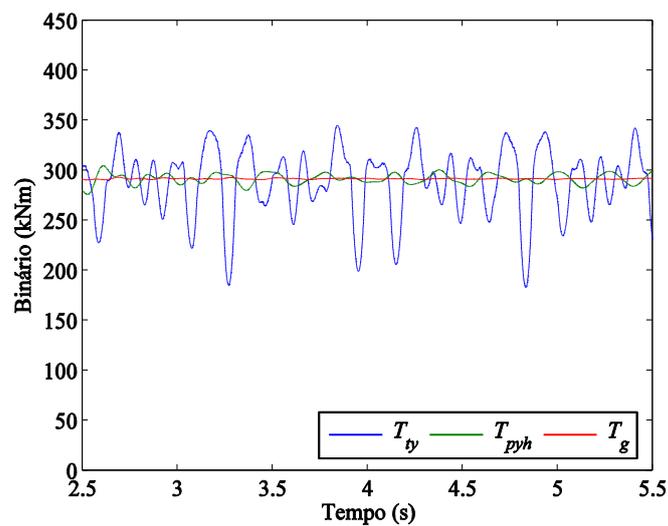


Figura 4.11 – Binário mecânico da turbina e do gerador, cinco massas.

As velocidades de rotação da turbina e do GSIP, para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes [Seixas 14b] estão representadas na Figura 4.12.

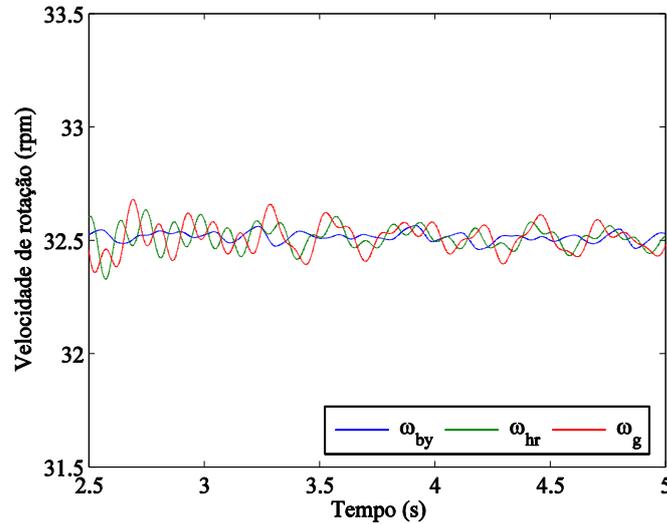


Figura 4.12 – Velocidade de rotação da turbina e do gerador, cinco massas.

Na Figura 4.7, para um vento com perturbações a observação permite concluir que o binário mecânico associado com a energia captada ao vento, i.e., associado com a dinâmica das três massas e propagado ao longo do sistema de transmissão, T_{ph} , apresenta na primeira massa um comportamento oscilatório, sendo significativamente afetado pelo vento, devido à variabilidade e à intermitência associadas com o vento. A segunda massa e a terceira massa são sucessivamente menos afetadas devido à dinâmica resultante da inércia das massas, do efeito de elasticidade do veio e da dissipação devido ao atrito. Após o regime transitório quer os binários, quer as velocidades angulares das massas, ver Figura 4.8, tendem respectivamente para um mesmo valor, i.e., a resposta à dinâmica do sistema entra em regime quase estacionário.

Na Figura 4.9, os desvios angulares entre as diferentes massas são aceitáveis no que diz respeito ao efeito torcional, mas comparando o modelo de duas com o de

três massas o comportamento oscilatório é revelado de forma mais perceptível, pelo facto de se ter maior sensibilidade sobre dinâmica do sistema.

As perturbações sentidas pelo SCEO vão originar vibrações mecânicas que por sua vez vão ser refletidas na qualidade da energia elétrica sob a forma de presença de harmónicas, sendo por isso importante definir qual o modelo que melhor representa a dinâmica do sistema. Para o sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por uma massa girante a dinâmica do SCEO não é devidamente estudada devido a não ser possível isolar os fenómenos mecânicos dos elétricos. No modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes a dinâmica pode ser estudada com mais detalhe em relação ao modelo de uma massa girante, mas o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes apresenta uma maior sensibilidade à dinâmica do sistema. O modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes foi simulado com um regime de vento severo para o SCEO. No entanto, pela observação das figuras é perceptível que a utilização do modelo de cinco massas não acrescenta uma melhoria significativa na observação da dinâmica relevante do sistema, contribuindo com maior complicação formal, em relação ao modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes.

O valor médio de distorção harmónica da corrente injetada na RE foi determinado para o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por uma, duas ou três massas girantes em condições de vento com perturbações, sendo indicados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – THD da corrente injetada na RE, vento com perturbações.

<i>THD da corrente injetada na RE (%)</i>		
1 massa	2 massas	3 massas
3.01	3.61	3.97

O valor médio de THD obtido pela simulação não favorece particularmente um modelo em detrimento de outro, no entanto o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes revela uma observação mais precisa relativamente aos binários e aos desvios angulares.

Quer para um vento sem perturbações quer com perturbações para o sistema de transmissão o modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes revela ser a escolha que melhor representa o comportamento do SCEO.

4.4 Transmissão de Energia Elétrica em CA

O objetivo desta simulação computacional é observar o comportamento dinâmico do SCEO quando sujeito a vento com perturbações, a movimento significativo da superfície do mar considerando a transmissão da energia elétrica do sistema eólico offshore para a RE em CA.

O SCEO é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes; um GSIP; controladores PI clássicos ou controladores PI^μ de ordem fracionária; um conversor eletrónico de energia de comutação forçada, de dois estágios de processamento de energia, descrito respetivamente pela consideração do modelo de um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro ou de cinco níveis; um cabo submarino tripolar CA para guiar a energia elétrica em AT, resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina, desde o SCEO em águas abertas para a subestação na plataforma continental, estando a subestação ligada à RE.

4.4.1 Conversor de três níveis

A velocidade do vento com perturbações a variar em função do tempo [Seixas14e] está representado na Figura 4.13.

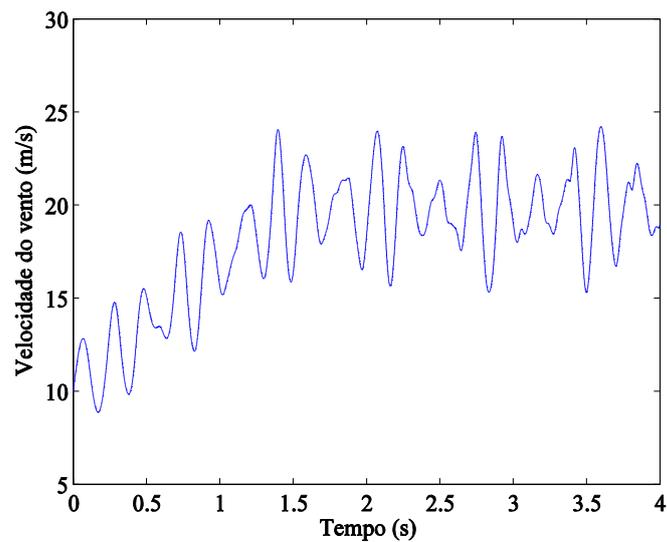


Figura 4.13 – Velocidade do vento com perturbações.

A tensão aos terminais do banco de condensadores para o SCEO com conversor eletrônico de energia de três níveis [Seixas14e] está representada na Figura 4.14. As tensões v_{C1} e v_{C2} são aproximadamente metade da tensão v_{dc} .

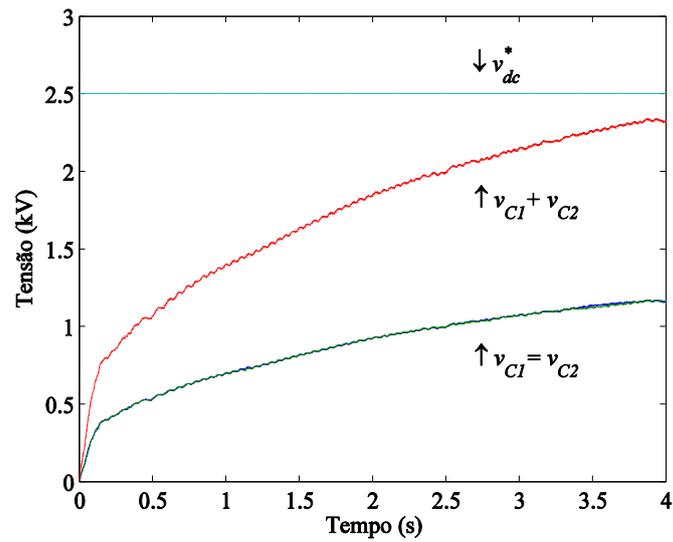


Figura 4.14 – Tensões nos bancos de condensadores, conversor de três níveis, CA.

A corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de três níveis [Seixas14e] está representada na Figura 4.15.

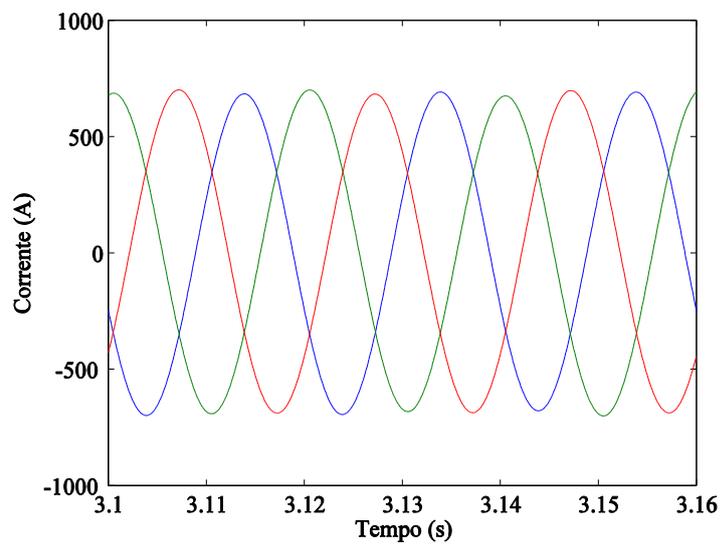


Figura 4.15 – Corrente injetada na RE, conversor de três níveis, CA.

O THD da corrente injetada na rede pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de três níveis [Seixas14e] está representado na Figura 4.16.

O valor médio de THD da corrente injetada na RE para o SCEO com conversor de três níveis é de 0.78%.

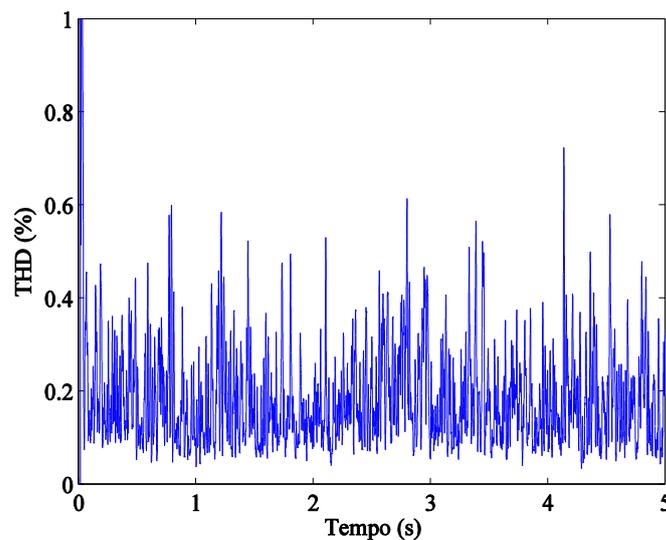


Figura 4.16 – THD corrente injetada na RE para o conversor de três níveis, CA.

4.4.2 Conversor de quatro níveis

A velocidade do vento com perturbações a variar em função do tempo [Seixas14b] está representado na Figura 4.10.

A tensão aos terminais do banco de condensadores para o SCEO com conversor eletrônico de energia de quatro níveis [Seixas14b] está representada na Figura 4.17.

As tensões v_{C1} , v_{C2} e v_{C3} são aproximadamente um terço da tensão v_{dc} .

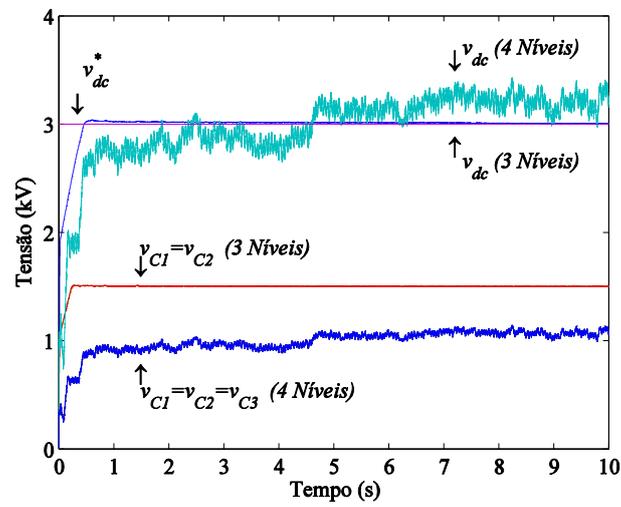


Figura 4.17 – Tensões nos bancos de condensadores, conversor de quatro níveis, CA.

A corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de quatro níveis [Seixas14b] está representada na Figura 4.18.

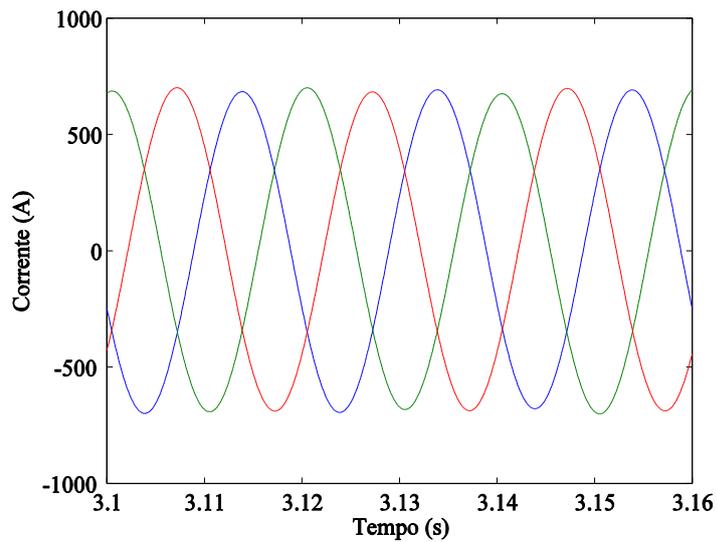


Figura 4.18 – Corrente injetada na RE, conversor de quatro níveis, CA.

O THD da corrente injetada na rede pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de quatro níveis [Seixas14b] está representado na Figura 4.19.

O valor médio de THD da corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor de quatro níveis é de 0.52%.

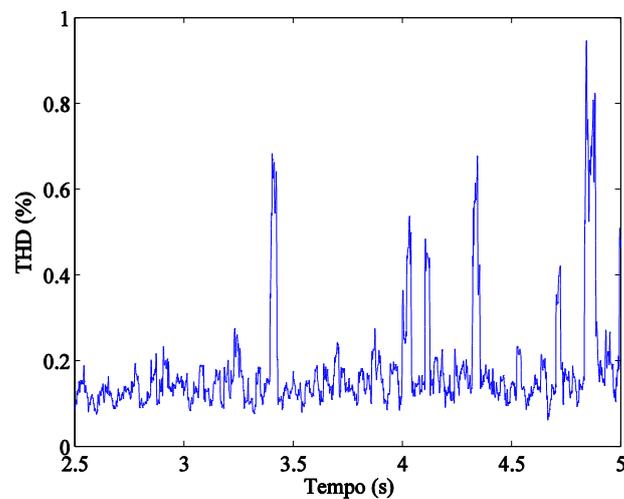


Figura 4.19 – THD corrente injetada na RE para o conversor de quatro níveis, CA.

4.4.3 Conversor de cinco níveis

A velocidade do vento com perturbações a variar em função do tempo [Seixas15d] está representado na Figura 4.13.

A tensão aos terminais do banco de condensadores para o SCEO com conversor eletrônico de energia de cinco níveis está representada na Figura 4.20.

As tensões v_{C1} , v_{C2} , v_{C3} e v_{C4} são aproximadamente um quarto da tensão v_{dc} .

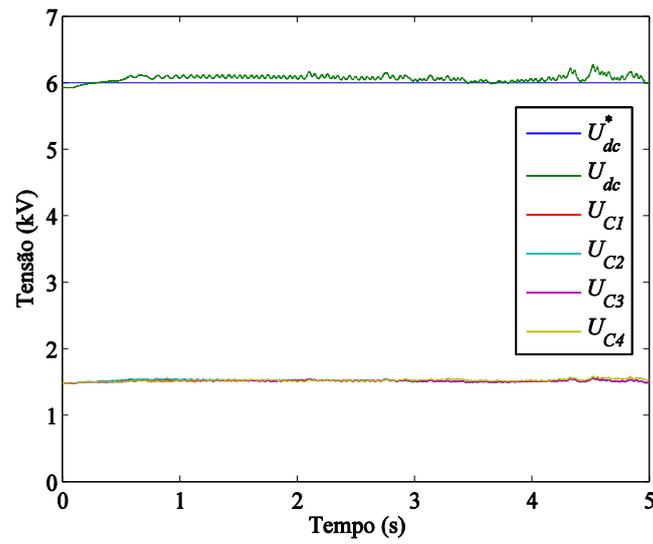


Figura 4.20 – Tensões nos bancos de condensadores, conversor de cinco níveis, CA.

A corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de cinco níveis, está representada na Figura 4.21.

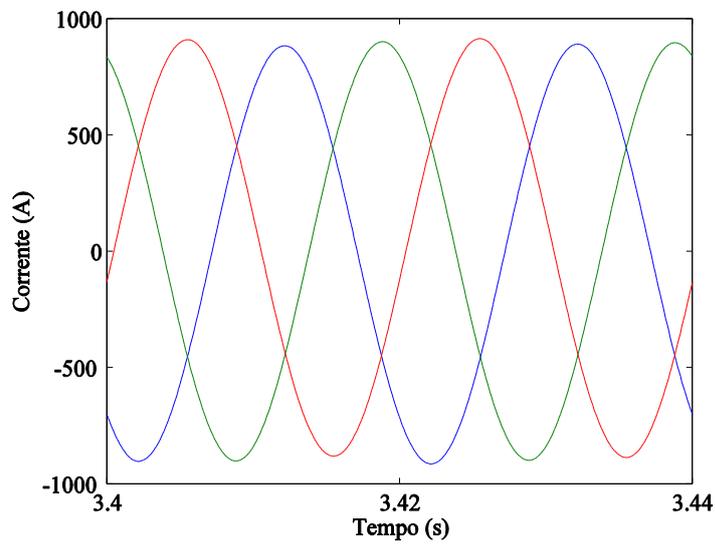


Figura 4.21 – Corrente injetada na RE, conversor de cinco níveis, CA.

O THD da corrente injetada na rede pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de cinco níveis está representado na Figura 4.22.

O valor médio de THD da corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor de cinco níveis é de 0.29%.

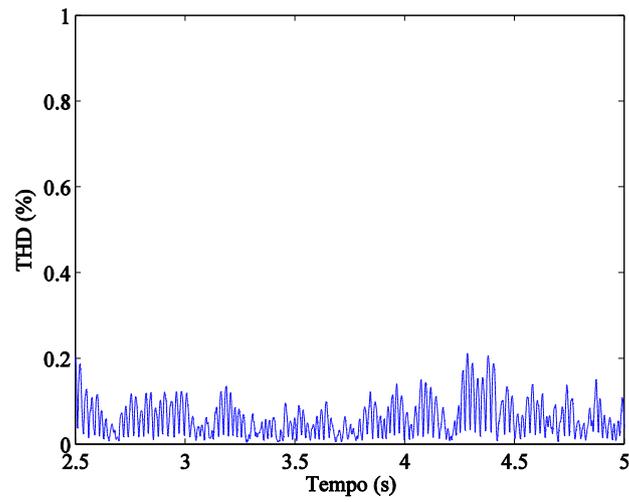


Figura 4.22 – THD corrente injetada na RE para o conversor de cinco níveis, CA.

O controle adoptado para os conversores eletrônicos de energia, considerando a transmissão de energia em CA, revela a sua capacidade em diminuir o desequilíbrio das tensões nos bancos de condensadores.

O valor médio de THD da corrente injetada na RE apresenta um valor inferior a 5%, limite que é imposto pelo standard IEEE-519.

4.5 Transmissão de Energia Elétrica em CC

O objetivo desta simulação computacional é observar o comportamento dinâmico do SCEO quando sujeito a um vento com perturbações, a movimento significativo da superfície do mar considerando a transmissão da energia elétrica SCEO para a RE em CC.

O SCEO é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por de três massas girantes; um GSIP; controladores PI clássicos ou controladores PI^{μ} de ordem fracionária; um conversor eletrónico de energia de comutação forçada, de dois estágios de processamento de energia, descrito respetivamente pela consideração do modelo de dois níveis ou de um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro ou de cinco níveis; um cabo submarino bipolar CC faz a ligação entre os dois estágios de processamento de energia do conversor, i.e., guia a energia elétrica em AT, resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina, desde o SCEO em águas abertas para a RE.

O primeiro conversor, desempenhando a função de retificador, está ligado entre o GSIP e um primeiro conjunto de bancos de condensadores situados na plataforma flutuante semissubmersível offshore. O segundo conversor, desempenhando a função de inversor, está ligado entre um segundo conjunto de bancos de condensadores e um filtro de segunda ordem ligado antes da RE, situados numa subestação de energia elétrica na plataforma continental. O cabo submarino CC está ligado entre o primeiro conjunto de bancos de condensadores, a jusante do retificador, e o segundo conjunto de bancos de condensadores, a montante do inversor.

4.5.1 Conversor de dois níveis

A velocidade do vento com perturbações a variar em função do tempo está representado na Figura 4.13.

A tensão v_{dcR} aos terminais do banco de condensadores do lado do retificador e v_{dcI} aos terminais do banco de condensadores do lado do inversor para o SCEO, descrito por um conversor eletrónico de energia de dois níveis [Seixas14d] está representada na Figura 4.23.

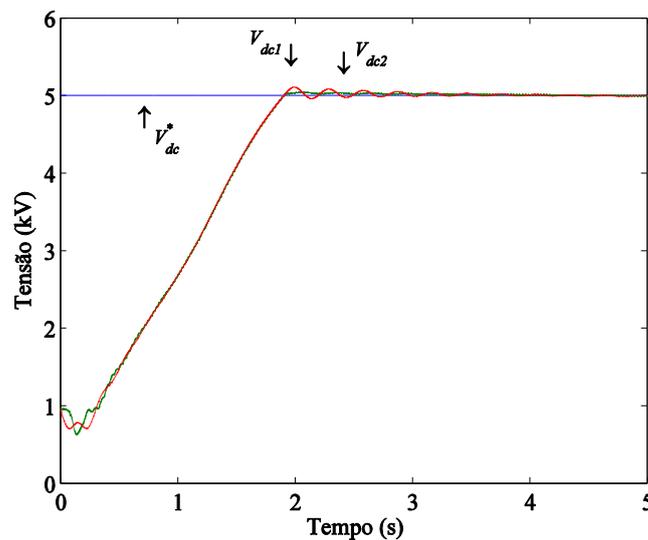


Figura 4.23 – Tensões nos bancos de condensadores, conversor de dois níveis, CC.

A corrente i_{dc} no cabo submarino CC para o SCEO com conversor eletrónico de energia de dois níveis [Seixas14d] está representada na Figura 4.24.

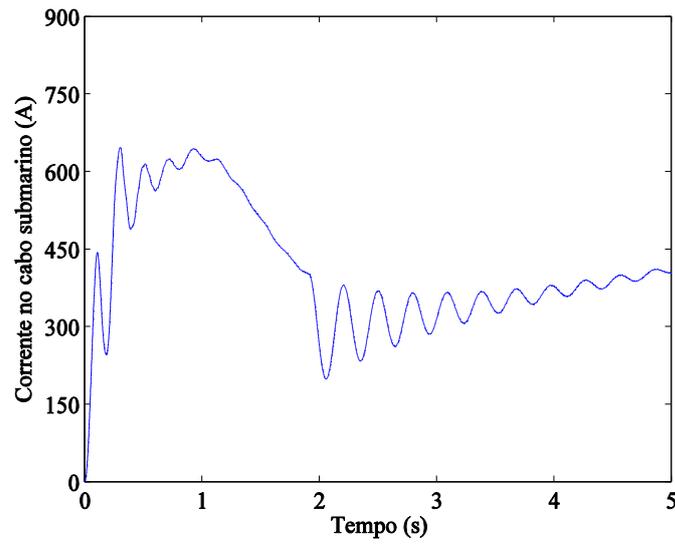


Figura 4.24 – Corrente no cabo submarino, conversor de dois níveis, CC.

A corrente à saída do conversor inversor de dois níveis e de entrada no filtro está representada [Seixas14d] na Figura 4.25.

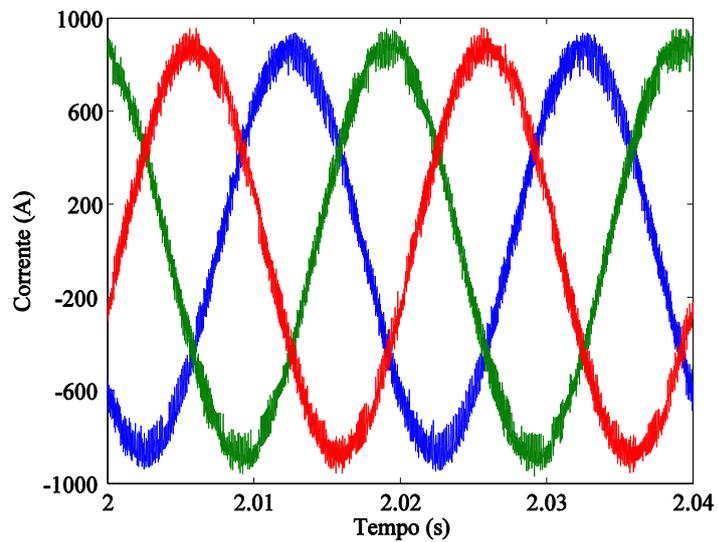


Figura 4.25 – Corrente à saída do conversor inversor de dois níveis, CC

A corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de dois níveis [Seixas14d] está representada na Figura 4.26.

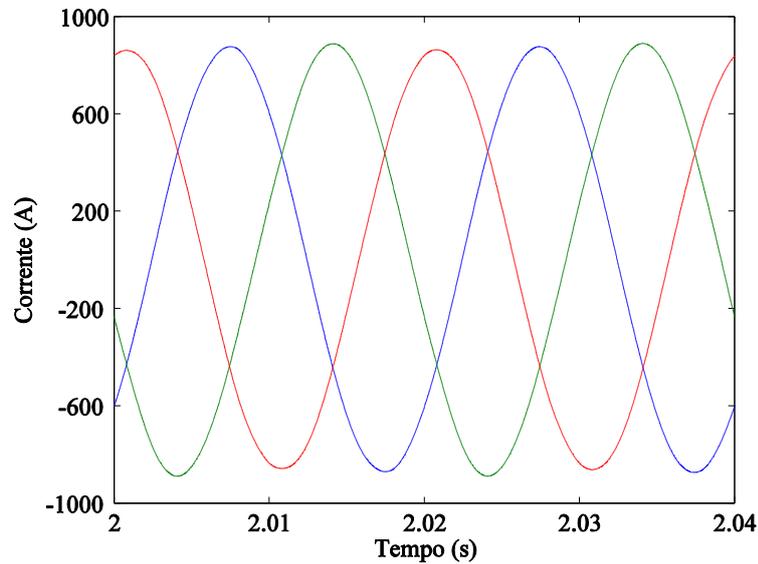


Figura 4.26 – Corrente injetada na RE, conversor de dois níveis, CC

4.5.2 Conversor de três níveis

A tensão v_{dcR} aos terminais do banco de condensadores do lado do retificador para o SCEO com conversor eletrônico de energia de três níveis [Seixas15a] está representada na Figura 4.27. As tensões v_{CR1} e v_{CR2} são aproximadamente metade da tensão v_{dcR} .

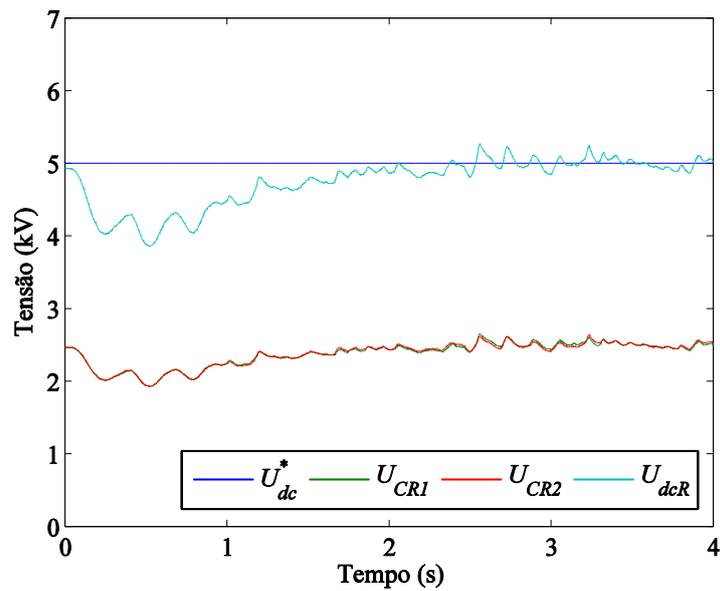


Figura 4.27 – Tensões nos bancos de condensadores, lado do retificador, conversor de três níveis, CC.

A corrente i_{dc} no cabo submarino CC para o SCEO com conversor eletrônico de energia de três níveis [Seixas15a] está representada na Figura 4.28.

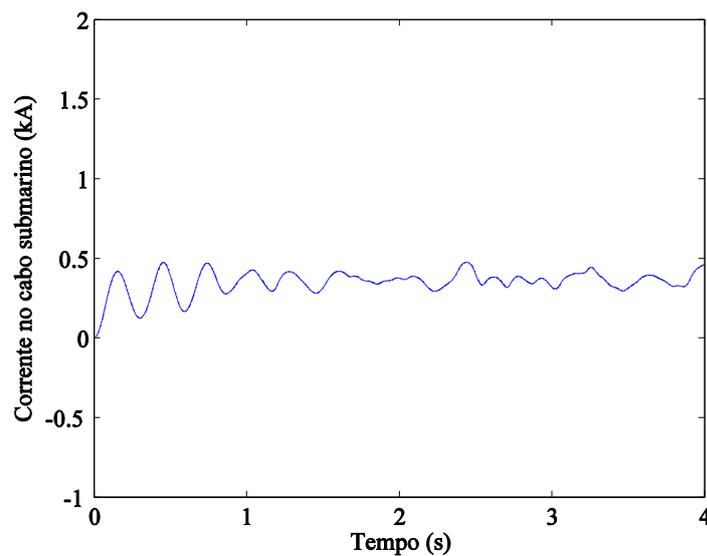


Figura 4.28 – Corrente no cabo submarino, conversor de três níveis, CC.

A corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrônico de energia, descrito por um conversor de três níveis [Seixas15a] está representada na Figura 4.29.

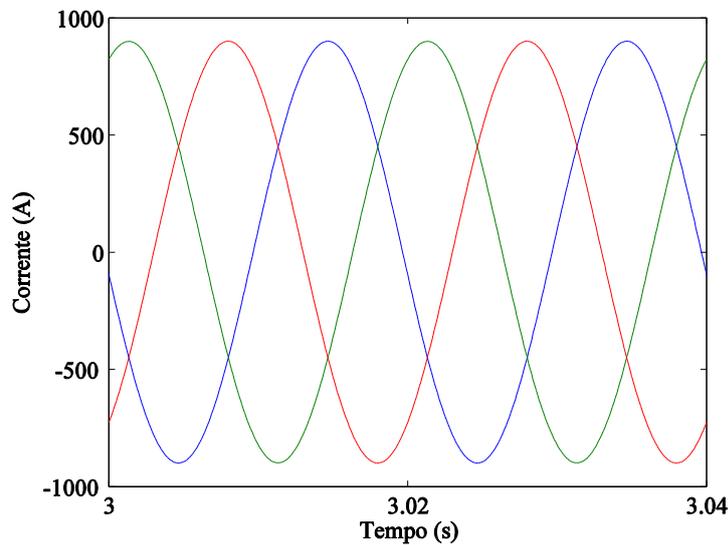


Figura 4.29 – Corrente injetada na RE, conversor de três níveis, CC.

O controle adoptado para os conversores eletrônicos de energia, considerando a transmissão de energia em CC, revela a sua capacidade em diminuir o desequilíbrio de tensões nos bancos de condensadores, quer do lado do retificador, quer do lado do inversor.

4.6 Falha no Controle das Pás da Turbina

O objetivo desta simulação computacional é observar o comportamento dinâmico do SCEO devido a uma falha momentânea no controle das pás da turbina. Esta falha impõe que o ângulo do passo varie para a posição de rajada de vento, i.e.,

correspondente a um ângulo de 55°. A falha no controlo das pás é simulada entre 2 s e 2.5 s, sendo a energia captada pelas pás da turbina ao escoamento praticamente nula, durante este tempo. São considerados estudos para a situação de vento com perturbações, e para a situação de movimento da superfície do mar nula ou com altura significativa, num horizonte temporal de 6 s. Este estudo é uma das contribuições desta tese.

O SCEO é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia de comutação forçada, de dois estágios de processamento de energia, descrito respetivamente pela consideração do modelo de um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de cinco níveis; um cabo submarino tripolar CA para guiar a energia elétrica, resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina, desde o SCEO em águas abertas para a RE; considerando a utilização de controladores PI^μ de ordem fracionária, sendo a ordem do integral $\mu = 0.5$.

Nesta simulação computacional é utilizado o modelo de vento com perturbações dado por:

$$u = 14.5 \left[1 + \sum_n A_n \sin(\omega_n t) \right] \quad 0 \leq t \leq 10 \quad (4.5)$$

A velocidade do vento com perturbações está representada na Figura 4.30.

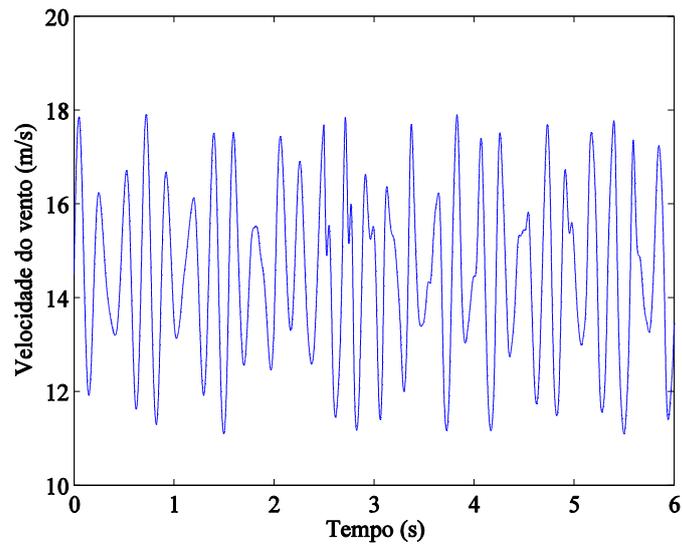


Figura 4.30– Velocidade do vento com perturbações.

No primeiro caso de estudo o movimento da superfície do mar é considerado nulo.

O comportamento do ângulo do passo da pá está representado na Figura 4.31.

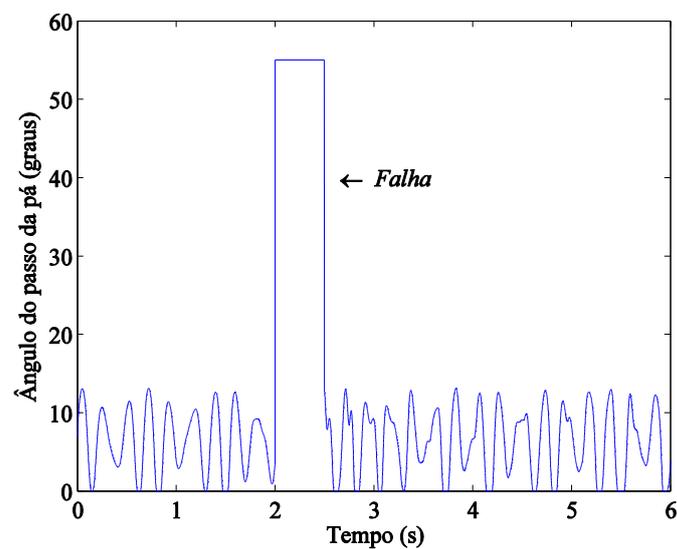


Figura 4.31 – Comportamento do ângulo do passo da pá.

O comportamento do coeficiente de potência está representado na Figura 4.32.

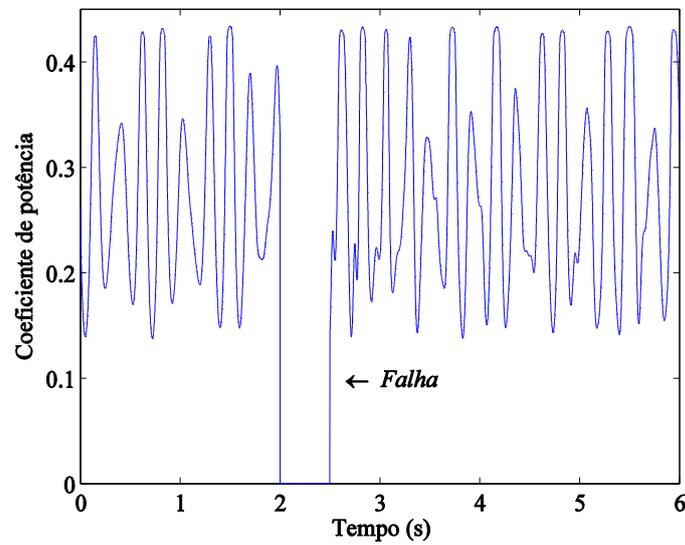


Figura 4.32 – Comportamento do coeficiente de potência.

O comportamento dos binários mecânicos da turbina e binário elétrico está representado na Figura 4.33.

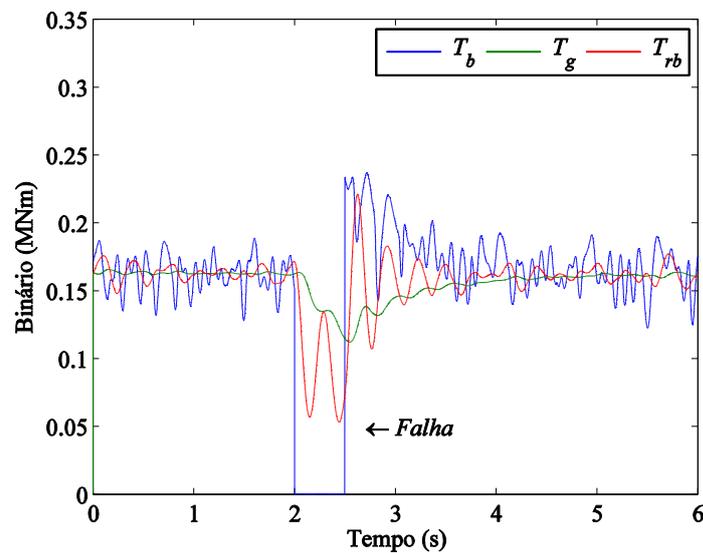


Figura 4.33 – Comportamento dos binários mecânicos da turbina e do gerador.

O comportamento das velocidades de rotação da turbina e do GSIP está representado na Figura 4.34.

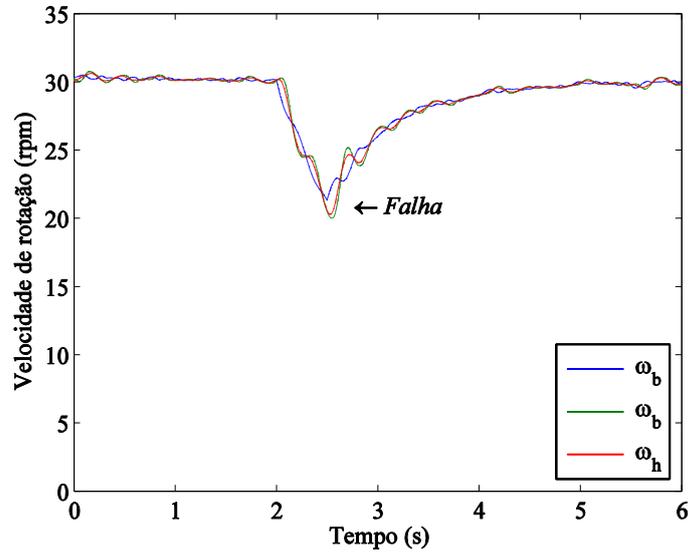


Figura 4.34 – Comportamento das velocidades da turbina e do gerador.

O comportamento U_{dc} da tensão aos terminais do banco de condensadores e das tensões U_{c1}, U_{c2}, U_{c3} e U_{c4} para cada um dos condensadores, para o sistema com conversor de cinco níveis, está representado na Figura 4.35.

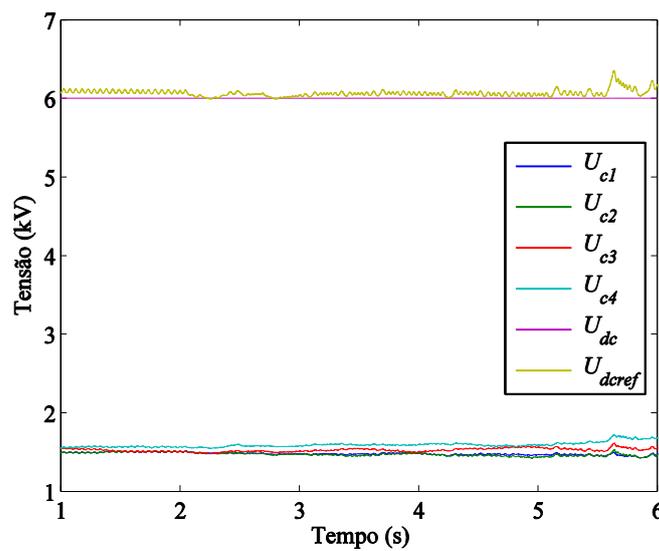


Figura 4.35 – Comportamento das tensões para o conversor de cinco níveis.

No segundo caso de estudo, o movimento da superfície do mar com altura significativa está representada na Figura 4.36, sendo mantido o perfil de vento indicado na Figura 4.30.

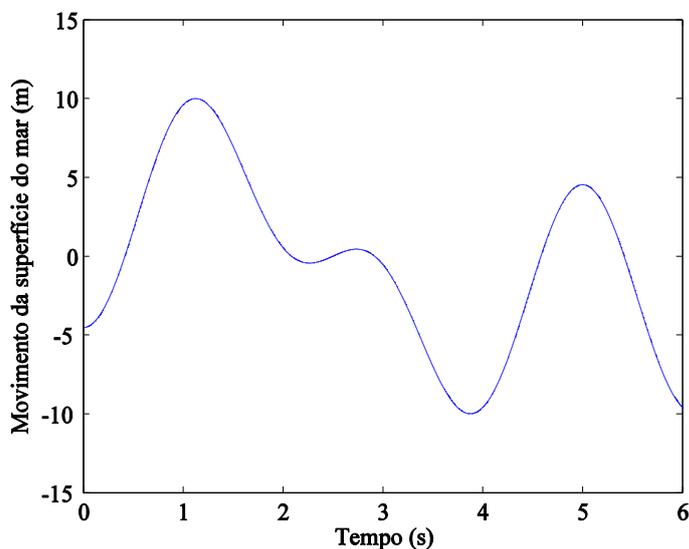


Figura 4.36 – Movimento da superfície do mar.

O comportamento dos binários mecânicos da turbina e binário elétrico está representado na Figura 4.37.

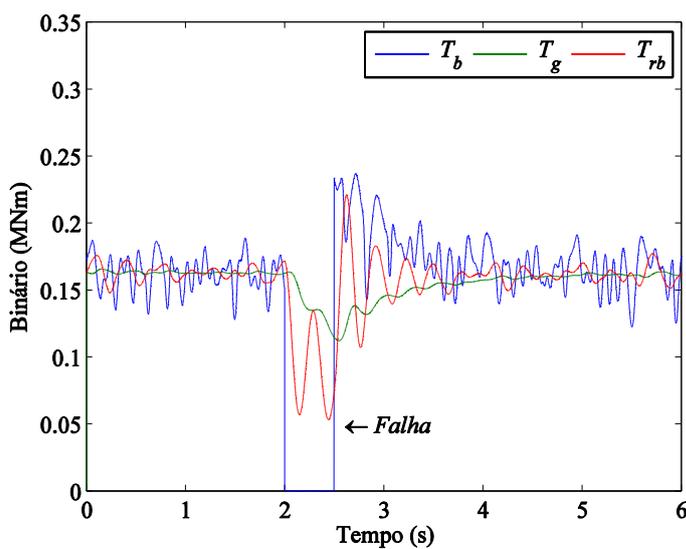


Figura 4.37 – Comportamento dos binários mecânicos da turbina e do gerador.

O comportamento das velocidades de rotação da turbina e do GSIP está representado na Figura 4.38.

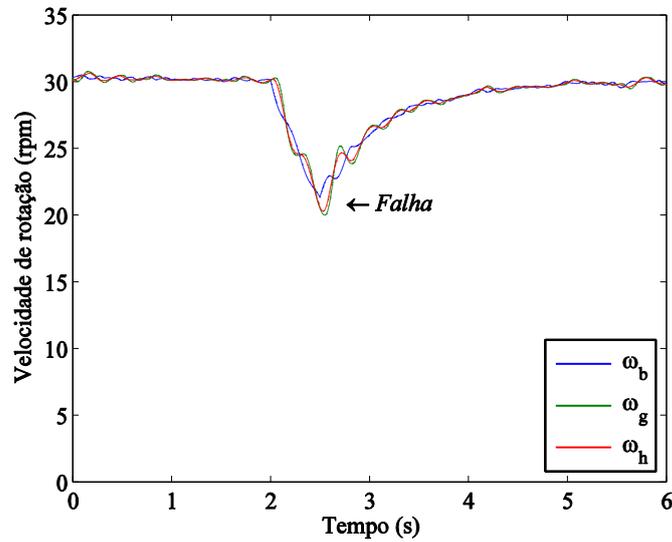


Figura 4.38 – Comportamento das velocidades da turbina e do gerador.

O comportamento U_{dc} da tensão aos terminais do banco de condensadores e das tensões U_{c1} , U_{c2} , U_{c3} e U_{c4} para cada um dos condensadores, considerando o movimento da superfície do mar com altura significativa, para o sistema com conversor de cinco níveis, está representado na Figura 4.39.

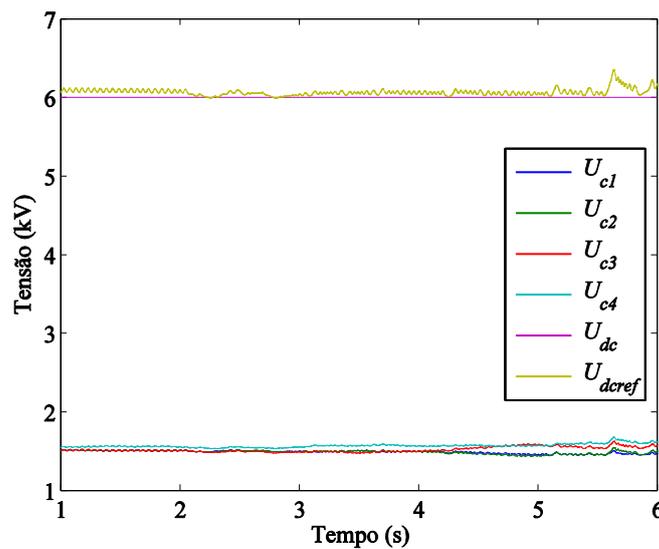


Figura 4.39 – Comportamento das tensões para o conversor de cinco níveis.

A corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrônico de energia de cinco níveis está representada na Figura 4.40.

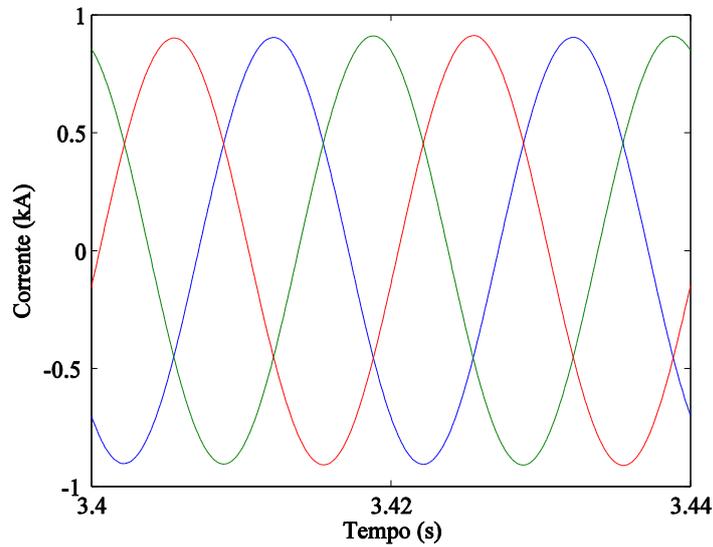


Figura 4.40 – Corrente injetada na RE, conversor de cinco níveis.

O THD da corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrônico de energia de cinco níveis está representado na Figura 4.41.

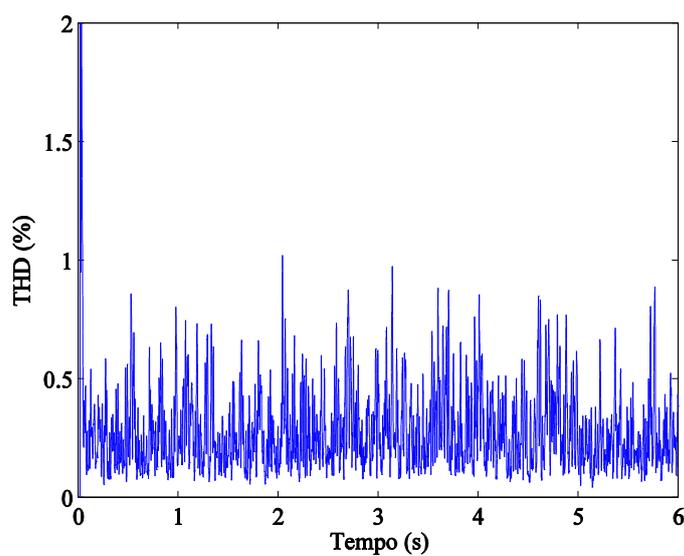


Figura 4.41 – THD da corrente injetada na RE para o conversor de cinco níveis.

A comparação entre os valores do THD da corrente injetada na RE pelo SCEO com conversor eletrónico de energia de cinco níveis considerando a superfície do mar com altura nula ou significativa está indicada na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – THD da corrente injetada na RE.

THD (%)	
SCEO com movimento da superfície do mar com altura nula	SCEO com movimento da superfície do mar com altura significativa
0.53	0.69

Nas Figuras 4.33 e 4.37, o binário mecânico na turbina quer sem a consideração da falha, quer com a consideração da falha, apresenta um comportamento significativamente oscilatório devido às perturbações no vento exercidas sobre a superfície da envergadura das pás. O binário mecânico não apresenta diferenças significativas relativamente ao comportamento que advém quando se tem em consideração o movimento da superfície marítima, podendo o efeito do movimento da superfície marítima ser integrado como uma perturbação do vento para efeitos de estudo do comportamento elétrico do SCEO.

A Figura 4.39, sendo o caso simulado menos favorável, mostra que a queda de tensão aos terminais dos bancos de condensadores durante a falha é pouco significativa. O SCEO com o conversor de cinco níveis permite obter um bom desempenho perante a falha, devido não só à existência de quatro bancos de condensadores no estágio intermédio de processamento de energia, o que permite uma maior capacidade de armazenamento, mas também ao perfil do vento ter um comportamento de rajada. Assim, o SCEO tem uma recuperação de tensão rápida pois a turbina entra novamente em funcionamento no regime normal de funcionamento.

Os valores do THD em ambos os casos de estudo são inferiores a 5%, limite imposto pela norma IEEE-519 [IEEE92]. Os valores obtidos revelam a capacidade do conversor eletrónico de energia de cinco níveis no sentido de proporcionar uma boa qualidade de energia, com distorção harmónica pouco significativa, tal como esperado.

4.7 Falha no Controlo dos Conversores

O objetivo desta simulação computacional é observar o comportamento dinâmico do SCEO devido a uma falha momentânea no controlo dos conversores [Seixas15b, Seixas15c], i.e., uma falha na tensão de entrada no braço $k=2$ do retificador, com um decréscimo de 87.5%. É considerado um estudo para a situação de vento com perturbações e de movimento da superfície do mar com altura significativa, num horizonte temporal de 5 s. A falha no controlo dos conversores é simulada entre 2.45 s e 2.80 s, perturbando a estabilidade do SCEO, sendo este estudo uma das contribuições desta tese.

O SCEO é constituído por uma plataforma flutuante semissubmersível; uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por três massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia de comutação forçada, de dois estágios de processamento de energia, descrito respetivamente pela consideração do modelo de um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de quatro níveis; um cabo submarino bipolar CC para guiar a energia elétrica em CC, resultante da conversão da energia mecânica do vento captada pelas pás da turbina, desde o SCEO em águas abertas para a RE; considerando a utilização de

controladores PI^μ de ordem fracionária, sendo a ordem do integral $\mu = 0.5$, sendo a transmissão de energia realizado em corrente continua com o nível de 5 kV.

A configuração do SCEO com o conversor multinível de quatro níveis e com transmissão de energia em CC [Seixas15c] está representada na Figura 4.42.

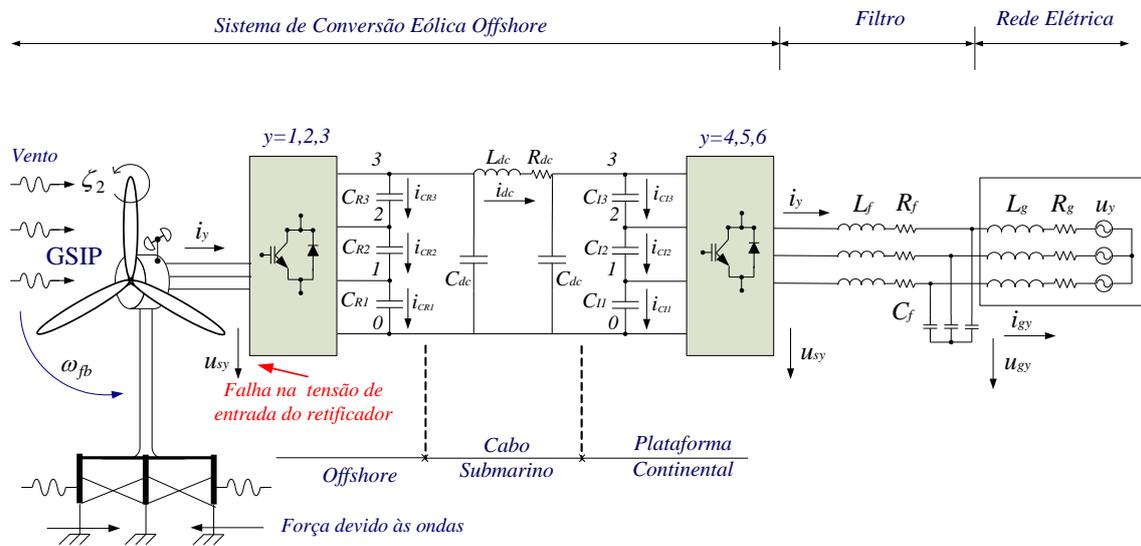


Figura 4.42 – Configuração do SCEO.

A velocidade do vento com perturbações está representada na Figura 4.43.

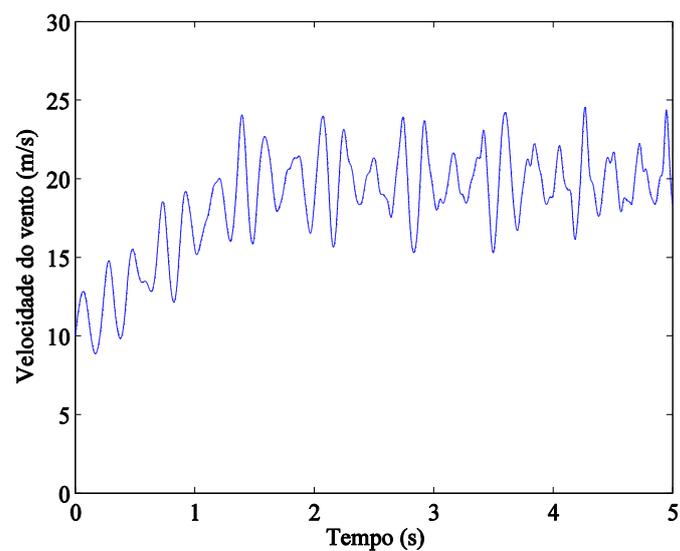


Figura 4.43 – Velocidade do vento com perturbações.

O movimento da superfície do mar com altura significativa [Seixas15c] está representado na Figura 4.44.

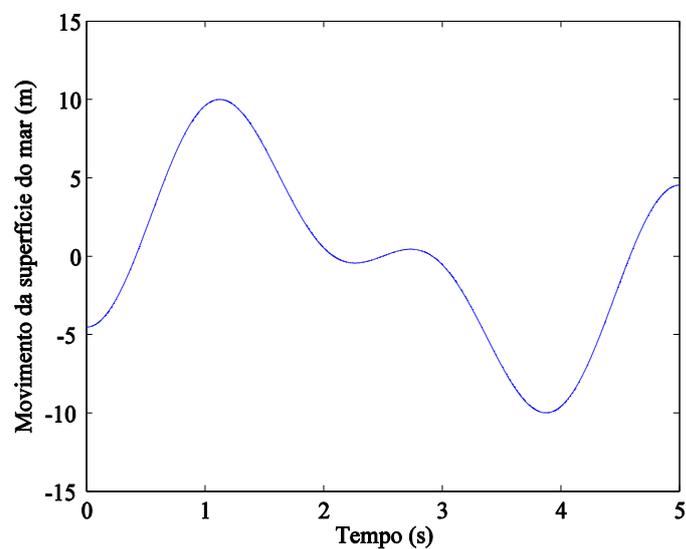


Figura 4.44 – Movimento da superfície do mar.

A falha de tensão de entrada no braço k=2 do retificador [Seixas15c] está representada na Figura 4.45.

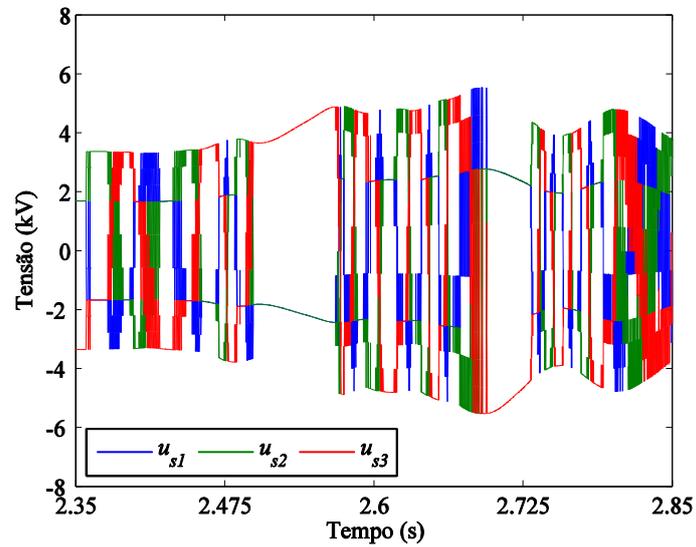


Figura 4.45 – Falha de tensão no braço k=2 do retificador.

A corrente no cabo submarino CC para o SCEO [Seixas15c] está representada na Figura 4.46.

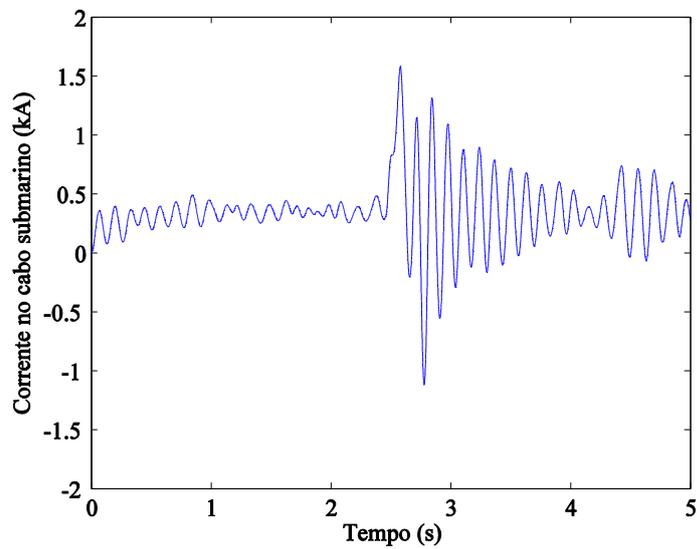


Figura 4.46 – Corrente no cabo submarino.

A tensão aos terminais do banco de condensadores do lado do retificador para o SCEO [Seixas14d] está representada na Figura 4.47. As tensões U_{RI1} , U_{RI2} e U_{RI3} são aproximadamente um terço da tensão U_{dcR} .

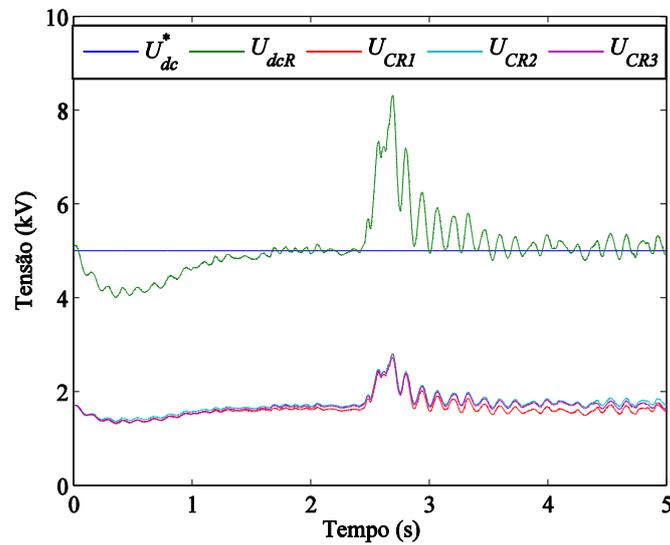


Figura 4.47 – Tensões nos bancos de condensadores, lado do retificador.

A tensão aos terminais do banco de condensadores do lado do inversor para o SCEO [Seixas14d] está representada na Figura 4.48. As tensões U_{CI1} , U_{CI2} e U_{CI3} são aproximadamente um terço da tensão U_{dcI} .

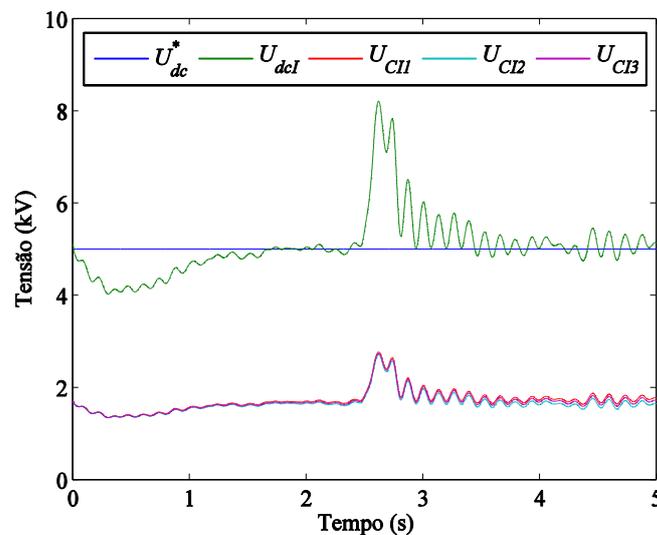


Figura 4.48 – Tensões nos bancos de condensadores, lado do inversor.

A corrente aos terminais do banco de condensadores do lado do retificador para o SCEO [Seixas14d] está representada na Figura 4.49.

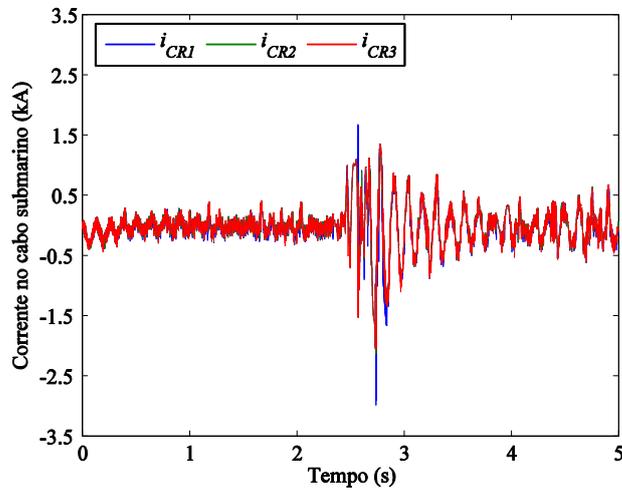


Figura 4.49 – Correntes nos bancos de condensadores, lado do retificador.

A corrente aos terminais do banco de condensadores do lado do inversor para o SCEO [Seixas14d] está representada na Figura 4.50.

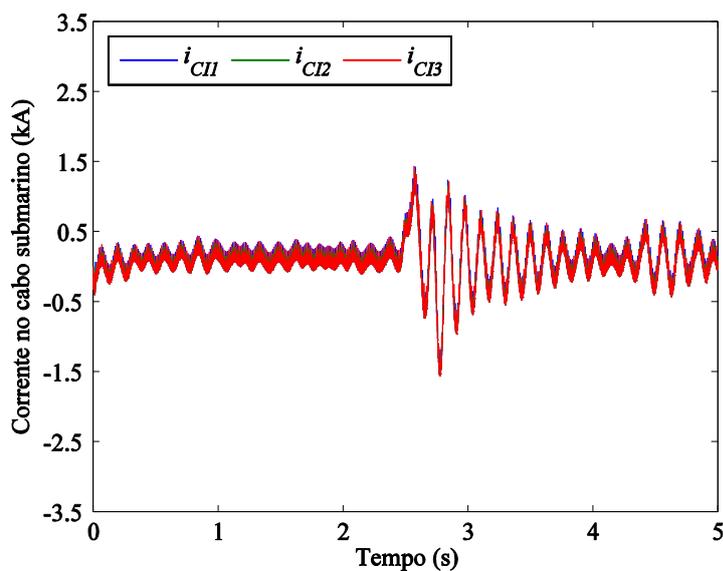


Figura 4.50 – Correntes nos bancos de condensadores, lado do inversor.

A corrente injetada na RE pelo SCEO está representada na Figura 4.51.

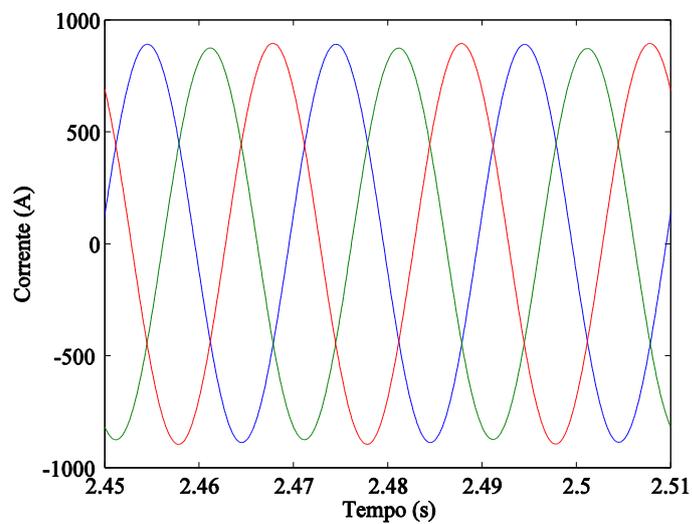


Figura 4.51 – Corrente injetada na RE.

O THD da corrente injetada na RE pelo SCEO está representado na Figura 4.52.

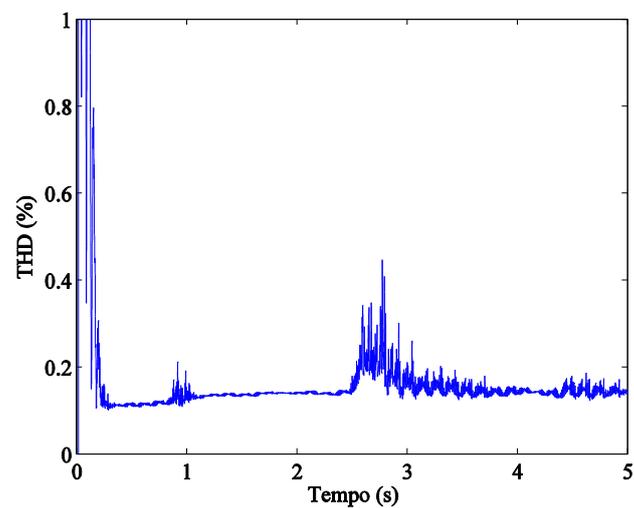


Figura 4.52 – THD da corrente injetada na RE.

A propagação da falha é absorvida pelos bancos de condensadores e pela inércia mecânica do SCEO. Nas Figuras 4.47 e 4.48 a observação permite concluir que a estratégia de controlo adotada reduz o desequilíbrio entre as tensões dos bancos de condensadores, inclusive durante a ocorrência da falha.

O valor médio de THD da corrente injetada na RE apresenta um valor inferior a 5%, limite que é imposto pelo standard IEEE-519.

O comportamento do SCEO revelado pela simulação é coerente com o que os estudos teóricos e o conhecimento do comportamento do SCEO levavam a prever, sendo por isso uma boa base para o estudo das protecções mais adequadas, uma vez que sem a utilização de protecções adequadas existe sobrelevação significativa na tensão e na corrente nos bancos de condensadores, assim como na corrente do cabo submarino.

4.8 RE com Quinta Harmónica e Cava de Tensão

Neste estudo é considerado um vento com perturbações. É considerado o SCEO a funcionar em regime de funcionamento com velocidade de rotação e conversão de energia estáveis, com uma velocidade média constante, num horizonte temporal de 4 s. Nas simulações computacionais são considerados valores de velocidade média do vento compreendidos entre 5 m/s e 25 m/s [Seixas14a].

O SCEO é constituído por uma turbina eólica de velocidade variável; um sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por duas massas girantes; um GSIP; um conversor eletrónico de energia de três níveis, usando controladores PI^{μ} de ordem fracionária, sendo a ordem do integral $\mu = 0.5$. Os

parâmetros dos controladores PI^μ de ordem fracionária e dos controladores PI clássicos [Seixas14a] estão indicados na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 – Parâmetros dos controladores.

Controlador	K_p	K_i	μ
PI^μ	50	2.6	0.5
PI	50	2.6	1

O objetivo deste estudo é observar o comportamento da tensão nos bancos de condensadores e o comportamento harmónico computado pela DFT e pelo THD na corrente injetada na RE pelo SCEO, considerando duas situações: na primeira situação a tensão na rede eléctrica não têm distorção harmónica, i.e., são sinusóides ideais e na segunda situação a tensão na rede eléctrica têm uma distorção harmónica, i.e., não são sinusóides ideais, na medida em que se considera a presença de 5% de componente de quinta harmónica, ambas com a existência de uma cava de tensão na rede eléctrica de 25% durante 100 ms [Seixas14a].

A potência mecânica da turbina é obtida considerando (2.23), (2.24) e a Tabela 2.2, i.e., tendo em conta os esforços mecânicos a que o SCEO fica sujeito, e as respectivas oscilações mecânicas. Nomeadamente, as oscilações na torre provocadas pela assimetria no alinhamento da turbina em relação ao vento, pela sombra da torre e as oscilações nas pás i.e., a deflexão axial e o movimento de avanço e atraso. Assim, a assimetria na turbina está representada na Figura 4.53, a sombra da torre está representada na Figura 4.54, e as oscilações nas pás estão representadas na Figura 4.55.

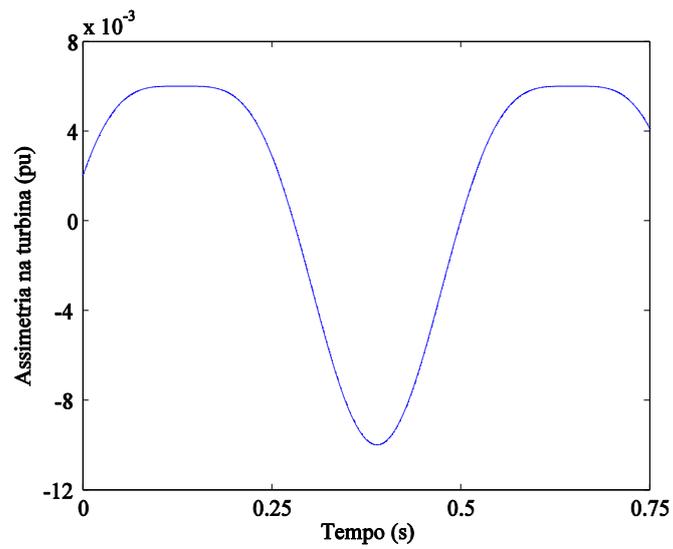


Figura 4.53 – Assimetria na turbina.

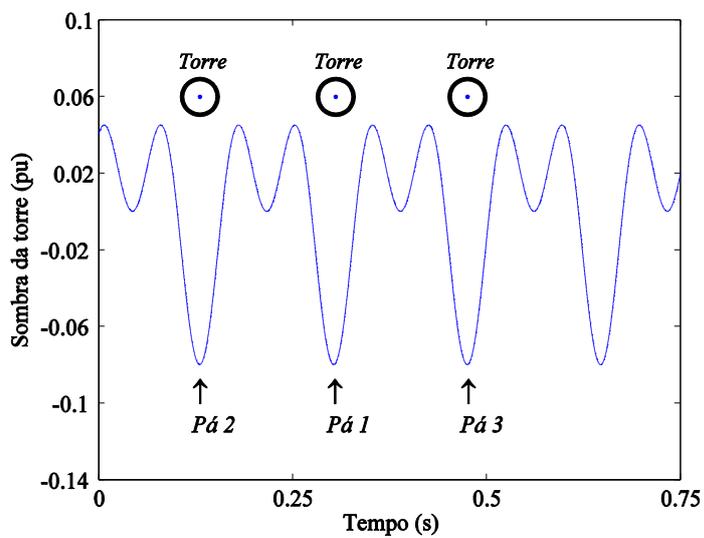


Figura 4.54 – Sombra da torre.

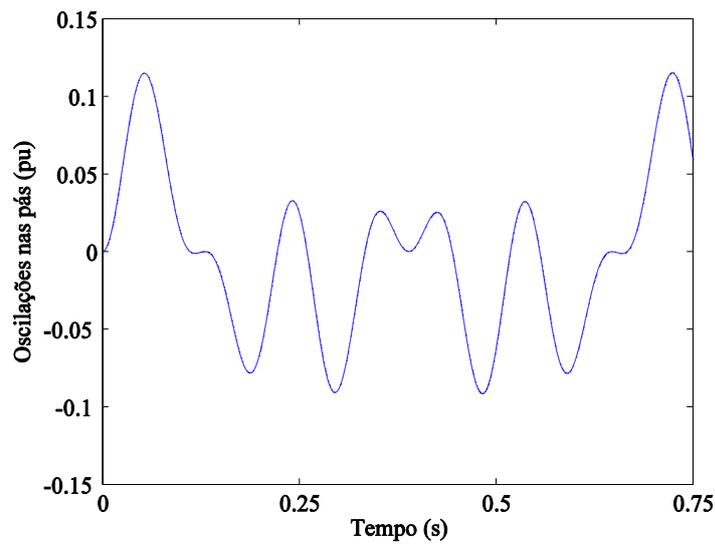


Figura 4.55 – Oscilações nas pás.

A potência mecânica, a potência elétrica e a diferença entre as duas potências, i.e., a potência aceleradora [Seixas14a] estão representadas na Figura 4.56.

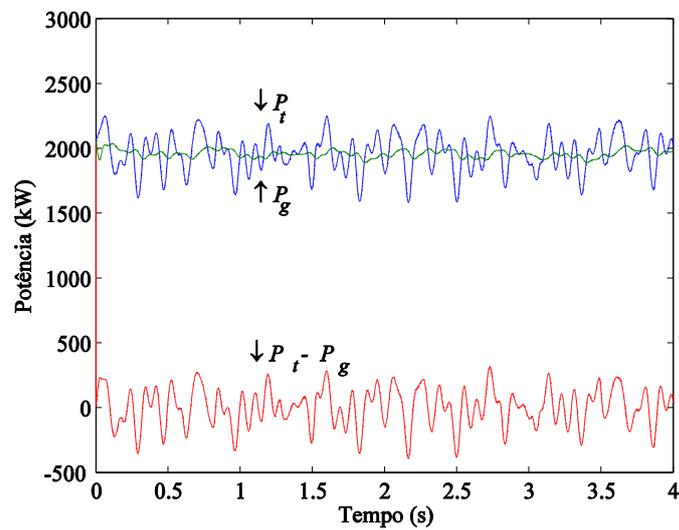


Figura 4.56 – Potência mecânica e potência elétrica.

A tensão aos terminais dos bancos de condensadores, incluindo a cava de tensão, [Seixas14a] considerando controlador PI clássico [Seixas14a] está representada na Figura 4.57.

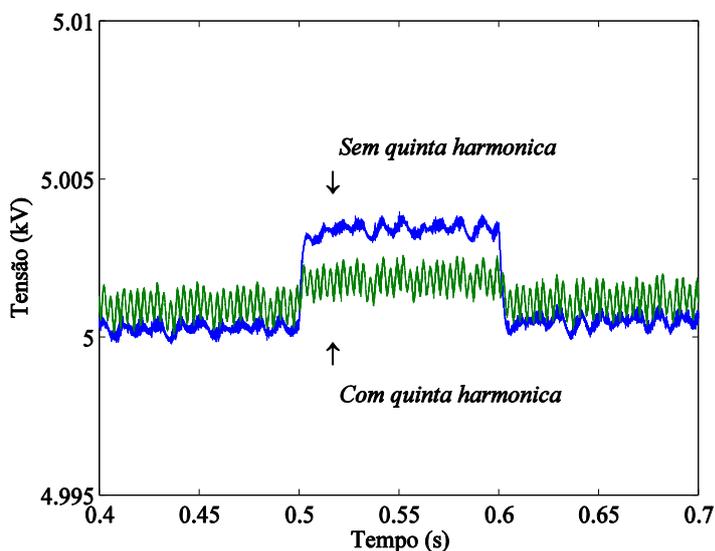


Figura 4.57 – Tensão nos bancos de condensadores, controlador PI clássico.

A tensão aos terminais dos bancos de condensadores, incluindo a cava de tensão, [Seixas14a] considerando controlador PI^{μ} fracionário [Seixas14a] está representada na Figura 4.58.

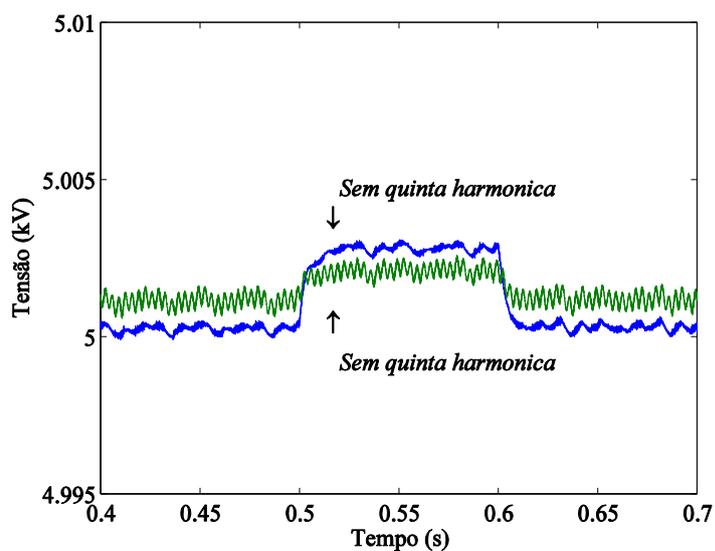


Figura 4.58 – Tensão nos bancos de condensadores, controlador PI^{μ} fracionário.

A corrente injetada na RE pelo SCEO [Seixas14a] está representada na Figura 4.59.

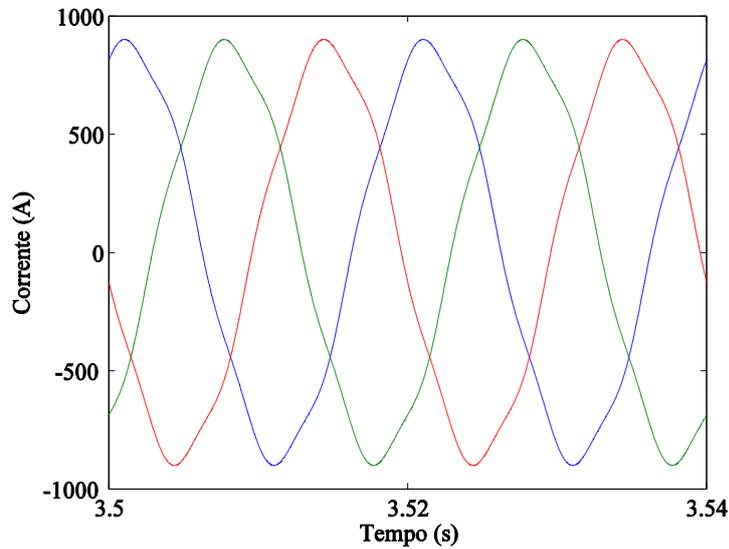


Figura 4.59 – Corrente injetada na RE.

O THD da corrente injetada na RE pelo SCEO com controlador fracionário PI^μ [Seixas14a] está representado na Figura 4.60.

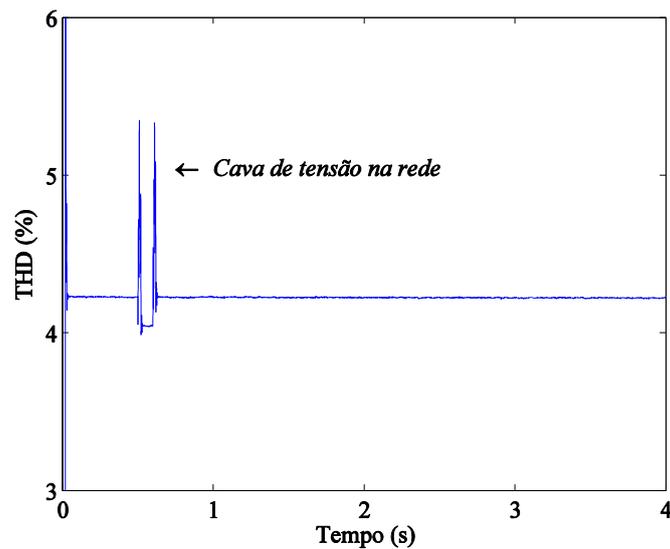


Figura 4.60 – THD da corrente injetada na RE.

O comportamento harmónico computado pela DFT com controlador fracionário PI^μ para a corrente injetada na RE [Seixas14a] está representado na Figura 4.61.

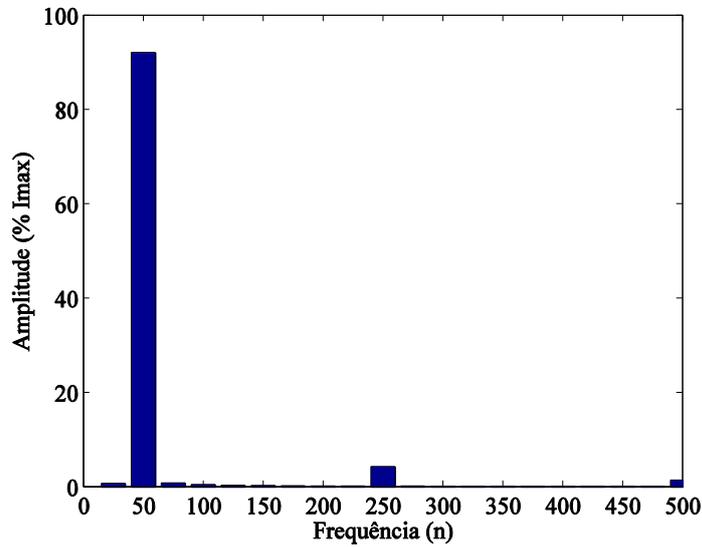


Figura 4.61 – DFT da corrente injetada na RE.

A presença da componente fundamental e da quinta harmónica na corrente injetada na rede está representada na Tabela 4.6

Tabela 4.6 – Parâmetros dos controladores.

u_0 (m/s)	PI^μ		PI	
	Fundamental (%)	Quinta harmónica (%)	Fundamental (%)	Quinta harmónica (%)
5.0	94.07	0.33	94	0.38
7.5	94.19	0.21	94.06	0.27
10.0	94.38	0.17	94.14	0.19
12.5	94.78	0.16	94.28	0.19
15.0	94.94	0.14	94.45	0.17
17.5	95.18	0.14	94.63	0.17
20.0	95.18	0.14	94.82	0.17
22.5	95.2	0.14	94.82	0.17
25.0	95.24	0.14	94.82	0.17

A tensão nos bancos de condensadores apresenta uma sobrelevação, durante a ocorrência da cava de tensão na RE. Este fato é devido a que as correntes de referência no inversor têm uma redução de valor, enquanto que as correntes de referência no retificador se mantêm praticamente inalteradas, i.e., os bancos de condensadores estão a receber mais energia do que aquela que está a ser injetada na rede.

A presença da componente de quinta harmónica na tensão da RE afeta o THD da corrente injetada na rede. No entanto o valor médio de THD da corrente injetada na RE apresenta um valor de 4.75% para o controlador clássico e um valor de 4.75% para o controlador de ordem fracionária. Em ambas as situações o valor de THD é inferior a 5%, limite que é imposto pelo standard IEEE-519.

4.9 Conclusões

A utilização de controladores de ordem fracionária no SCEO com conversor eletrónico de energia multinível em relação aos controladores de ordem inteira permite obter um desempenho superior no sistema, i.e., a energia injetada na rede apresenta qualidade superior no que respeita ao conteúdo harmónico.

A presença de harmónicas na RE agrava a influência negativa sobre a qualidade de energia injetada na RE, uma vez que o controlador do inversor recebe como referência a informação proveniente da RE.

A capacidade dos resultados emularem o desempenho do comportamento do SCEO no que respeita ao modelo utilizado na simulação para o sistema de transmissão de energia mecânica está dependente da dinâmica modelizada, como é observado no comportamento descrito por uma, duas, três ou cinco massas

girantes. A utilização do modelo do sistema de transmissão de energia mecânica cuja dinâmica é descrita por cinco massas girantes não é relevante na descrição do comportamento dinâmico do sistema. Pelo que, a consideração de cinco massas introduzindo um nível de dinâmica superior não se apresenta como necessária, embora possa ser justificável nos casos em que o sistema apresente coeficientes de elasticidade torcionais muito baixos. Estes casos com coeficientes de elasticidade torcionais muito baixos correspondem a situações práticas em que a envergadura das pás têm comprimentos elevados, que não é facto relativamente ao caso da dinâmica descrita pelas cinco massas girantes em estudo.

A estratégia de controlo utilizada permite mitigar o desequilíbrio das tensões nos bancos de condensadores, quer em operação normal de funcionamento com velocidade de rotação e conversão de energia de operação normal, quer durante a ocorrência de falhas estudadas.

CAPÍTULO

5

Conclusão

Neste capítulo são apresentadas as contribuições originais desta tese sobre o tema da modelação e simulação da conversão eólica offshore ligada à rede elétrica. Ainda, são indicadas as publicações científicas que resultaram no contexto de divulgação à comunidade científica do trabalho de investigação que decorreu durante os trabalhos realizados para esta tese. Por fim, são indicadas linhas de investigação para futuros desenvolvimentos.

5.1 Contribuições

As preocupações ambientais que conduziram ao Protocolo de Quioto e das decisões sucedâneas com o objetivo da limitação das emissões de GEE e o incremento da incidência da geração eólica são temas de importância política que merecem uma atitude de investigação de forma a que se encontre uma solução satisfatória, visto que, têm uma importância global para a sustentabilidade e qualidade do ambiente da sociedade contemporânea.

A incorporação de fontes de energias renováveis, nomeadamente o aproveitamento da energia eólica offshore em SCEO, contribui para diminuir o recurso ao uso das centrais térmicas no sistema produtor elétrico. Esta incorporação é importante na prossecução do objetivo de limitar as emissões de GEE para a atmosfera, visando o cumprimento do estabelecido no Protocolo de Quioto e das decisões sucedâneas.

O aumento dos valores de potência das turbinas eólicas offshore é possível devido não só à evolução da tecnologia, mas também às menores implicações que são imputadas no que diz respeito à interferência com o ambiente local. A localização afastada da costa dos parques eólicos offshore produz um reduzido impacto visual e sonoro, não afetando a população local, permitindo assim que a opinião pública não venha a obstar à instalação de SCEO. Ainda, pelo facto da expansão de parques eólicos onshore ter tido um desenvolvimento tal que atualmente a disponibilidade de locais adequados é escassa para a instalação de novos parques eólicos onshore, particularmente nos países europeus, o offshore é uma opção justificável. Assim, a energia eólica, nomeadamente o offshore é hoje vista como um compromisso economicamente viável.

O trabalho de investigação realizado sobre o tema da simulação e modelação do SCEO ligado à RE, conducente à elaboração desta tese, foi estruturado nas seguintes tarefas:

- T1 o estudo da aplicação do conversor de dois níveis e da do conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro, de cinco ou de p níveis aos SCEO de velocidade variável com GSIP, quer com transmissão de energia em corrente alternada, quer em corrente contínua;
- T2 o estudo do ciclo de carga e descarga dos bancos de condensadores, utilizando simultaneamente os diversos circuitos associados com a circulação de correntes e o nível de tensão em cada braço do conversor;
- T3 o estudo sobre a seleção de vetor redundante, de acordo com o nível de tensão pretendido para o conversor, com criação de tabela de seleção para cada nível;
- T4 o estudo dos esforços mecânicos que o SCEO fica submetido devido à turbulência atmosférica e ao movimento da superfície do mar;
- T5 o estudo da dinâmica do sistema de transmissão de energia mecânica descrita por uma, duas, três ou cinco massas girantes, considerando nas pás setor flexível e rígido, ligado ao cubo do rotor da turbina para o modelo de três e de cinco massas. No modelo de cinco massas são introduzidas considerações para descrever os movimentos quer de deflexão axial, quer os de avanço e atraso das pás;
- T6 o estudo do comportamento harmónico da energia injetada na rede pelo SCEO, considerando a tensão da rede sem distorção harmónica ou com distorção originada pela quinta harmónica;

T7 o estudo de falhas no SCEO com origem no sistema de controlo das pás da turbina ou dos conversores.

Assim, as contribuições originais desta tese foram as seguintes:

- C1 a modelação permitindo uma simulação do SCEO integrando os seus componentes fundamentais e considerando quer a transmissão de energia em CA, quer em CC;
- C2 a integração da modelação do conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de quatro, de cinco e de p níveis
- C3 a mitigação do desequilíbrio na tensão dos bancos de condensadores do conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de três, de quatro e de cinco níveis;

5.2 Publicações

Quando se adota numa determinada área escolhida um tema de investigação original cujos trabalhos têm como objetivos principais não só contribuir para o desenvolvimento científico e tecnológico da área escolhida, mas também a obtenção de um determinado grau académico pós-graduado, como é o caso desta tese, é fundamental, à medida que as diferentes tarefas previamente planeadas vão sendo cumpridas, que os respetivos resultados sejam publicados periodicamente com o fim de os submeter à comunidade científica, assim como de incentivar à discussão e à troca de ideias, resultando usualmente no aperfeiçoamento daqueles resultados.

Em consequência, e de acordo com o fim de submeter à comunidade científica as contribuições desta tese, assim como de incentivar à discussão e à troca de ideias, é apresentada a lista dos trabalhos publicados.

Publicações científicas em revistas

- 1 Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., "Fifth harmonic and sag impact on PMSG wind turbines with a balancing new strategy for capacitor voltages", Elsevier Energy Conversion and Management, Vol. 79, No. 1, pp. 721-730, March 2014 (ISI Web of Science).
- 2 Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., "Offshore wind turbine simulation: multibody drive train. Back-to-back NPC (neutral point clamped) converters. Fractional-order control", Elsevier Energy, Vol. 69, pp. 357-369, May 2014. (ISI Web of Science).
- 3 Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., "Simulation of rectifier voltage malfunction on OWECS, four-level converter, HVDC light link: smart grid context tool", Elsevier Energy Conversion and Management, Vol. 97, pp. 140-153, June 2015. (ISI Web of Science).

Capítulos de Livro

- 1 Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., "Simulation of offshore wind turbine link to the electric grid through a four-level converter", in: *Technological Innovation for Collective Awareness Systems*, Eds. L.M. Camarinha-Matos et al., SPRINGER, Heidelberg, Germany, 2014, pp. 324-331. ISI Web of Science.

- 2 Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F. Figueiredo J., "Three-level converter in offshore wind energy systems: new strategy for unbalancing in capacitors voltage", *Conference on Eletronics, Telecommunications and Computers — CETC2013*, Fantoni, A., Ferreira, A.J., Ed.: Elsevier Procedia Technology, Lisboa, 2014, Vol. 17, pp. 452-460.

- 3 Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., Collares-Pereira, M., dos Santos, M.P., "Simulation of offshore wind system with three-level converters: HVDC power transmission in cloud scope", in: *Technological Innovation for Cloud-Based Engineering Systems*, Eds. L.M. Camarinha-Matos et al., SPRINGER, Heidelberg, Germany, 2015, pp. 440-447. Por aparecer no ISI Web of Science.

Publicações científicas em conferências

- 1 Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., "A Simulation for acceptance of two-level converters in wind energy systems", *Proc. terceiras Jornadas de Informática da Universidade de Évora - JIUE2013*, pp. 75-79, Portugal, Fevereiro 2013.
- 2 Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., Pousinho, H.M.I., " Simulation of offshore wind system with two-level converters: HVDC power transmission ", *Proc. of the 16th International Power Eletronics and Motion Control Conference and Exposition - PEMC2014*,pp. 1384-1389, Antalya, Turkey, Setembro 2014. Por aparecer no ISI Web of Science.
- 3 Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., Couto, C., "Simulation of a rectifier malfunction on a offshore wind system with HVDC transmission", *Proc. of the IEEE International Conference on Industrial Technology - ICIT2015*,pp. 2812-2817, Sevilla, Spain, March 2015. Por aparecer no ISI Web of Science.
- 4 Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., Couto, C., "Simulation of OWES with five-level converter linked to the grid: harmonic assessment", *Proc. of the 9th International Conference on Compability and Power Electronics - CPE2015*, pp. 1-6, Lisbon, Portugal, June 2015. Aceite, em espera de ser publicado.

5.3 Direções de Investigação

As linhas de investigação para futuros desenvolvimentos são seguidamente enunciadas:

- L1 ensaio laboratorial em protótipos com o fim de obter informação sobre a necessidade do desenvolvimento de modelos dinâmicos mais apropriados aos estudos;
- L2 ensaio laboratorial em protótipos com o fim de obter informação sobre a estratégia de controlo a utilizar em conversores multinível na configuração de díodos de ligação múltipla;
- L3 desenvolvimento da teoria sobre as condições a que deve obedecer a sistematização da tabela de seleção de vetores para um conversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de p níveis;
- L4 estudo da utilização de um retificador de dois níveis e de um inversor multinível na configuração de díodos de ligação múltipla de 5 níveis no SCEO com transmissão de energia em corrente contínua.

Referências
Bibliográficas

- [Akmatov00] Akmatov, V., Knudsen, H., Nielsen, A.H., "Advanced simulation of windmills in the electric power supply", *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, Vol. 22, pp. 421-434, August 2000.
- [Alves11] Alves, R.C.D., *Acções dinâmicas em estruturas offshore: torres eólicas em plataformas flutuantes*, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa, Portugal, Novembro 2011.
- [Amenedo03] Amenedo, J. L. R., Díaz, J.C.B., Gómez, S. A., *Sistemas eólicos de producción de energia eléctrica*, Editorial Rueda, Madrid, España, 2003.
- [Antunes06] Antunes, V.M.E., *Conversores comutados de potência para amplificação digital de alta resolução*, Dissertação de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Junho 2006.
- [Arijit09] Arijit, B., Swagatam, D., Sambarta, D., "Design of fractional-order PI-lambda-D-mu-controllers with an improved differential evolution", *Eng. Appl. Artif. Intell.*, Vol. 22, pp. 343-350, 2009.
- [Badrzadeh06] Badrzadeh, B., Salman, S.K., "Mechanical analogous model of wind turbine generators for grid connection studies", *IET PEMD*, pp. 36-41, March 2006.
- [Barbosa05] Barbosa, R.S., *Análise dinâmica e controlo de sistemas de ordem fraccionária*, Dissertação de Doutoramento, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Portugal, Fevereiro 2005.

- [Barbosa06] Barbosa, R.S., Tenreiro Machado, J.A., "Implementation of discrete-time fractional-order controllers based on LS approximations", *Int. J. Acta Polytechnica Hungarica*, Vol. 3, No. 4, pp. 5-22, 2006.
- [Barbosa07] Barbosa, F.P.M., *Estabilidade de Sistemas Elétricos de Energia*, Textos Didáticos de Apoio, Departamento de Engenharia Eletrotécnica e de Computadores, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Portugal, 2007.
- [Barros07] Barros, J.D., Silva, J.F., "Optimal predictive control of three-phase NPC multilevel inverter: comparison to robust sliding mode controller", *IEEE PESC07*, Vol. 1, pp. 2061-2067, November 2007.
- [Barros08] Barros, J.D.S., *Conversão eletrónica multinível: otimização para aplicações em qualidade de energia elétrica*, Dissertação de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Julho 2008.
- [Baptista09] Baptista, J., Morais, R., Moura, A.M., Amaral, P., Costa, R., "Monitorização digital de parâmetros associados à qualidade da energia elétrica", *Proc. 11th Spanish-Portuguese Congress on Electrical Engineering — 11CHLIE*, Zaragoza, Spain, 2009.
- [Beltran08] Beltran, B., Ahmed-Ali, T., Benbouzid, M.E.H., "Sliding mode power control of variable-speed wind energy conversion systems", *IEEE Trans. Energy Convers.*, Vol. 23, No. 2, pp. 551-558, June 2008.

- [Betz20] Betz, A., "Das maximum der teoretisch möglichen ausnützung des windes durch windmotoren", *Int. J. Zeitschrift für das Gesante Turbinewesen*, Vol. 26, pp. 307-309, 1920.
- [Bilgili11] Bilgili, M., Yasar, A., Simsek, E., "Offshore wind power development in Europe and its comparison with onshore counterpart", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 15, No. 2, pp. 905-915, 2011.
- [Brederode97] Brederode, V., *Fundamentos de aerodinâmica incompressível*, Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, 1997.
- [Brooke03] Brooke, J., "Wave energy conversion systems", 1st Edition, Elsevier Science, 2003.
- [Brughuis01] Brughuis, F. J., Last, N. A., Geertsema, A., "Design and optimisation of multi-megawatt wind turbines", *Proc. European Wind Energy. Conf.*, pp. 263-265, Denmark, July 2001.
- [Buckney13] Buckney, N., Pirrera, A., Green, S.D., Weaver, P.M., "Structural efficiency of a wind turbine blade", *Thin-Walled Structures*, Vol. 67, pp.144-154, 2013.
- [Burton01] Burton, T., Jenkins, N., Sharp, D., Bossanyi, E., *Wind energy hanbook*, John Wiley & Sons, Ltd, West Sussex, England, 2001.

- [Cafagna07] Cafagna, D., "Fractional calculus: a mathematical tool from the past for present engineers", *IEEE Ind. Electron. Mag.*, Vol. 1, No. 2, pp. 35-40, Summer 2007.
- [Calderón06] Calderón, A.J., Vinagre, B.M., Feliu, V., "Fractional order control strategies for power electronic buck converters", *Int. J. Signal Processing*, Vol. 86, No. 10, pp. 2803-2819, March 2006.
- [Carrasco06] Carrasco, J.M., Franquelo, L.G., Bialasiewicz, J.T., Galvan, E., Guisado, R.C.P., Prats, A.M., León, J.I., Moreno-Alfonso, N., "Power-electronic systems for the grid integration of renewable energy sources: A survey", *IEEE Trans. Industrial Electronics*, Vol. 53, pp. 1022-1016, August 2006.
- [Carvalho05] Carvalho, J., Castro, R., "Power conditioning performance analysis for a fuel cell power plant", *Proc. of 9th Spanish-Portuguese Congress on Eléctrical Eng. — 9CHLIE*, Marbella, Spain, 30 June-2 July 2005.
- [Castro11] Castro, R.M.G., *"Uma Introdução às Energias Renováveis"*, Ensino da Ciência e da Tecnologia, IST Press, Lisboa 2011.
- [Chaves11] Chaves, M., Margato, E., Silva, J.F., Pinto, S.F., Santana, J., "HVDC transmission systems: bipolar back-to-back diode clamped multilevel converter with fast optimum-predictive control and capacitor balancing strategy", *Electric Power Systems Research*, Vol. 81, No. 7, pp. 1436-1445, July 2011.

- [Choi91] Choi, N.S., Cho, J.G., Cho, G.H., "A general circuit topology of multilevel inverter", *Proc. IEEE Power Electronics Specialists Conference— PESC'91*, pp. 96-103, Cambridge, USA, June 1991.
- [Conroy07] Conroy, J.F., Watson, R., "Low-voltage ride-through of a full converter wind turbine with permanent magnet generator", *IET Renewable Power Generation*, Vol. 1, pp. 182-189, September 2007.
- [Conroy09] Conroy, J.F., Watson, R., "Aggregate modelling of wind farms containing full-converter wind turbine generators with permanent magnet synchronous machines: transient stability studies", *IET Renewable Power Generation*, Vol. 3, pp. 39-52, March 2009.
- [Cruz09] Cruz, S.M.A., Ferreira, M., Cardoso, A.J.M., "A new method for the detection and location of faults in matrix converters", *Proc. IEEE International Electric Machines and Drives Conference — IEMDC'2009*, pp. 165-170, Miami, USA, May 2009.
- [Cucchiella13] Cucchiella, F., Adamo, I., "Issue on supply chain of renewable energy", *Energy Conversion and Management*, Vol. 76, pp. 774 780, December 2013.
- [Cughlan06] Coughlan, Y., Smith, P., Mullane, A., O'Malley, M., "Wind turbine modelling for power system stability analysis - A system operator perspective", *IEEE Trans. Power Systems*, Vol. 22, pp. 929-936, August 2006.

- [DR13] Resolução do Conselho de Ministros n.º 20/2013, Presidência do Conselho de Ministros, Diário da República, 1ª série No. 70, Lisboa, Portugal, 10 abril de 2013.
- [Delavari12] Delavari, H., Baleanu, D., Sadati, J., "Stability analysis of Caputo fractional-order nonlinear systems revisited", *Nonlinear Dynamics*, Vol. 67, pp. 2433-39, March 2012.
- [DNV01] DNV-OS-J101, Det Norske Veritas, *Offshore standard: design of offshore wind turbine structures*, Oslo, Norway, 2014.
- [Edwards98] Edwards, C., Spurgeon S., "*Sliding Mode Controller, Theory and Applications*", Taylor and Francis Ed. CRC Press, UK, 1998.
- [Eikland08] Eikland, F.N., Compensation of wave-induced motion for marine crane operations, MSC Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Norway, Junho 2008.
- [Eldery06] Eldery, M.A., El-Saadany, E.F., Salama, M.M.A., "Sliding Mode Controller For Pulse Width Modulation Based DSTATCOM", *Proc. IEEE Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering. CCECE'06*, pp. 2216-2219, May 2006.
- [Erlich07] Erlich, I., Kretschmann, J., Fortmann, J., Mueller-Engelhardt, S., Wrede, H., "Modeling of wind turbines based on doubly-fed induction generators for power system stability studies", *IEEE Trans. Power Systems*, Vol. 3, No. 3, pp. 909-919, August 2007.

- [Ernst12] Ernst, B., Seume, J., "Investigation of site-specific wind filed parameters and their effect on loads of offshore wind turbines", *Energies*, Vol. 5, pp. 3835-3855, October 2012.
- [Ewea11] European Wind Energy Association, *Wind in our sails - the coming of Europe's offshore wind energy industry*, European Wind Energy Association Report, November 2011.
- [Falcão06] Falcão, A.F.O., *Energias renováveis*, Folhas de Apoio à Disciplina de Energias Renováveis, Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, 2006.
- [Franquelo06] Franquelo, L.G., Leon, J.I., Prats, M.M., Portillo, R., "Space vector modulation techniques for multilevel converters - a survey", *Przegląd Elektrotechniczny*, Vol. 2006, No. 4, pp. 56-61, 2006.
- [Franquelo08] Franquelo, L.G., Rodríguez, J., Leon, J.I., Kouro, S., Portillo, R., Prats, M.M., "The age of multilevel converters arrives", *IEEE Industrial Electronics Magazine*, Vol. 2, No. 2, pp. 28-39, 2008.
- [Gou12] Gou, H., Lu, X., Qiu, T., "Research on pitch control of floating offshore wind turbines", *Proc. 9th IEEE Int. Conference Fuzzy Syst. And Knowledge Discovery FSKD'2012*, pp. 2966-2970, Chongqing, China, 2012.
- [Grigsby12] Grigsby, L.L., "Electric power generation, transmission, and distribution", *The electric power engineering handbook*, Taylor & Francis, CRC Press, Boca Raton, USA, 2012.

- [Hahn07] Hahn, B., Durstewitz, M., Rohrig, K., "Reliability of wind turbines", *Proc. Euromech Colloquium*, Springer, Berlin, Deutschland, pp. 329-332, 2007.
- [Hansen08] Hansen, A.D., Michalke, G., "Modelling and control of variable-speed multi-pole permanent magnet synchronous generator wind turbine", *Int. J. Wind Energy*, Vol. 11, No. 5, pp. 537-554, 2008.
- [Harrison00] Harrison, R., Hau, E., Snel, H., *Large wind turbines, design and economics*, John Wiley and Sons, West Sussex, England, 2000.
- [Henschel01] Henschel, M., Hartkopf, T., Jöckel, S., Datta, R., "Reliable and efficient generator systems for offshore wind farms with DC farm grid and DC cable connection to the shore", *Proc. European Wind Energy. Conf.*, pp. 648-651, Denmark, July 2001.
- [Holmes03] Holmes, D.G., Lipo, T.A., *Pulse width modulation for power converters: principles and practice*, John Wiley and Sons, New Jersey, USA, 2003.
- [Hung93] Hung, J.Y., Gao, W., Hung, J.C., "Variable structure control: a survey", *IEEE Trans. Industrial Electronics*, Vol. 40, No. 1, pp. 2-22, February 1993.
- [IEC01] IEC 61400-21, International Electrotechnical Commission, *Wind turbines - Part 21: Measurement and assessment of power quality characteristics of grid connected wind turbines*, Geneva, Switzerland, 2001.

- [IEC03] IEC 61000-4-7, International Electrotechnical Commission, *Electromagnetic compatibility (EMC)-part 4-7: testing and measurement techniques-general guide on harmonics and interharmonics measurement and instrumentation for power supply systems and equipment connected thereto.*, Geneva, Switzerland, 2002.
- [IEC04] IEC 61400-3, International Electrotechnical Commission, *Wind turbines - Part 3: Design requirements for offshore wind turbines*, Geneva, Switzerland, 2009.
- [IEC05] IEC 61400-3-2, International Electrotechnical Commission, *Wind turbines - Part 3: Design requirements for floating offshore wind turbines*, Geneva, Switzerland, 2009.
- [IEEE92] IEEE Standard 519-1992, IEEE Guide for harmonic control and reactive compensation of static power converters, 1992.
- [IEEE03] IEEE Standard 1547-2003, IEEE Standard for Interconnecting distributed resources with electric power systems, 2003.
- [Jöckel01] Jöckel, S., Hagenkort, B., Hartkopf, T., Schneider, H., "Direct-drive synchronous generator system for offshore wind farms with active drive train damping by blade pitching", *Proc. European Wind Energy. Conf.*, pp. 991-994, Denmark, July 2001.
- [Johnson85] Johnson, G.L., *Wind energy systems*, Prentice Hall PTR, Englewood Cliffs, New Jersey, USA, 1985.

- [Jonkman07] Jonkman, J. M., "Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine", *Technical Report*, NREL/TP-500-41958, November 2007.
- [Jun06] Jun-Yi, C., Bing-Gang, C., "Design of fractional order controllers based on particle swarm optimization", *Proc. IEEE ICIEA 2006*, pp. 1-6, 2006.
- [Kanellos09] Kanellos, F.D., Hatzargyriou, N.D., "Control of variable speed wind turbines equipped with synchronous or doubly fed induction generators supplying islanded power systems", *IET Renew. Power Gener.*, Vol. 3, pp. 96-108, March 2009.
- [Każmierkowski02] Kaźmierkowski M.P., Krishnan R., Blaabjerg F., *Control in power electronics: selected problems*, Academic Press, California, USA, 2002.
- [Khomfoi07] Khomfoi, S., Tolbert, L.M., "Multilevel power converters", *Power Electronics Handbook*, M. H. Rashid, Ed.N.Y.: Academic Press, 2007, pp. 455-486.
- [Koo12] Koo, B., Goupee, A.J., Lambrakos, K., Kimball, R.W., "Model tests for a floating windturbine on three different floaters", *Proc. ASME 2012 Conf.*, Vol. 7, pp. 455-465, July 2012.
- [Kouro10] Kouro, S., Malinowski, M., Gopakumar, K. Pou, J., Franquelo, L.G. Wu, B., Rodriguez, J., Pérez, M.A., Leon, J.I., "Recent advances and industrial applications of multilevel converters", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 57, No. 8, pp. 2553-2580, August 2010.

- [Krause95] Krause, P.C., *Analysis of electric machinery*, IEEE Press, New York, USA, 1995.
- [Kuik04] Kuik, G.A.M. van, "An inconsistency in the atuator disc momentum theory", *Int. J. Wind Energy*, No. 7, pp. 9-19, 2004.
- [Labrique91] Labrique, F., Santana, J.J.E., *Eletrónica de potência*, Fundação Caloust Gulbenkian, Lisboa, Portugal, 1991.
- [Lazaridis05] Lazaridis, L., *Economic comparison of HVAC and HVDC solutions for large offshore wind farms under special consideration of reliability*, Master's Thesis, Department of Electrical Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 2005.
- [Leonard11] Leonhard, S.B., *Effect of the Horns Rev 1 offshore wind farm on fish communities.follow-up seven years after construction*, Report commissioned by the Environmental Group through contract with Vattenfall Vindkraft A/S, Stenberg, C. & Støttrup, J. (Eds.), Denmark, October 2011.
- [Li07] Li, H., Chen, Z., "Transient stability analysis of wind turbines with induction generators considering blades and shaft flexibility", *Proc. 33rd IEEE Annual Conf. Ind. Electronics Society, IECON 2007*, pp. 1604-1609, November 2007.

- [Liu91] Liu, H.L., Choi, N.S., Cho, G.H., "DSP based space vector PWM for three-level inverter with DC-link voltage balancing", *Proc. IEEE Conf. Ind. Electronics Control Instrumentation, IECON 1991*, Vol. 1, pp. 1197-203, November 1991.
- [Lloberas14] Lloberas, J., Sumper, A., Sanmarti, M., Granados, X., "A review of high temperature superconductors for offshore wind power synchronous generators", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 38, pp. 404-414, June 2014.
- [Lou11] Lou, N., Bottasso, C.L., Karimi, H.R., Zapateiro M., "Semiactive control for floating offshore wind turbines subject to aero-hydro dynamic loads", *Proc. ICREPQ'11 Conf.*, Las Palmas de Gran Canaria, Spain, April 2011.
- [Lozano11] Lozano-Minguez, E., Kolios, A.J., Brennan, F.P., "Multi-criteria assessment of offshore wind turbine support structures", *Renewable Energy*, Vol. 36, No. 11, pp. 2831-2837, November 2011.
- [Lubosny03] Lubosny, Z., *Wind turbine operation in electric power systems*, Springer, Berlin, Germany, 2003.
- [Manwell03] Manwell, J.F., McGowan, J.G., Rogers, A.L., *Wind energy explained theory, design and application*, John Willey, West Sussex, England, 2002.
- [Marchesoni88] Marchesoni, M., Mazzucchelli, M., Tenconi, S., "A non conventional power converter for plasma stabilization", *IEEE PESC'88*, Vol. 1, pp. 122-129, April 1988.

- [Marchesoni93] Marcchesoni, M., Mazzucchelli, M., "Multilevel converters for high power AC drives: a review", *IEEE Transactions*, Vol. 40, No. 3, pp. 38-43, June 1993.
- [Melício04] Melício, M.R., *Um modelo integrado de sistemas eólicos equipados com máquinas síncronas de velocidade variável*, Tese de Mestrado, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Julho 2004.
- [Melício09a] Melício, R., Mendes, V.M.F., Catalão, J.P.S., "A pitch control malfunction analysis for wind turbines with PMSG and full-power converters: proportional integral versus fractional-order controllers", *Electric Power Components and Systems*, ISSN: 1532-5008, July 2009.
- [Melício09b] Melício, R., Mendes, V.M.F., Catalão, J.P.S., "Computer simulation of wind power systems: power electronics and transient stability analysis", *Proc. International Conference on Power Systems Transients IPST'2009*, Kyoto, Japan, 2009.
- [Melício09c] Melício, R., Mendes, V.M.F., Catalão, J.P.S., "Harmonic assessment of variable-speed wind turbines considering a converter control malfunction", *IET Renewable Power Generation*, ISSN: 1752-1416, November 2009.
- [Melício10a] Melício, M.R., *Modelos dinâmicos de sistemas de conversão de energia eólica ligados à rede elétrica*, Tese de Doutoramento, Universidade da Beira Interior, Portugal, Fevereiro 2010.

- [Melício10b] Melício, R., Mendes, V.M.F., Catalão, J.P.S., "Wind energy conversion systems with two-level and multilevel converters:harmonics evaluation", *Proc. 14th International Power Electronics and Motion Control Conference - EPE-PEMC'2010*, Orrud, Republic of Macedonia, September 2010.
- [Melício14] Melício, M.R., Modelação de sistema de conversão de energia eólica offshore integrado na rede elétrica, Lição de Síntese, Provas para obtenção do título académico de Agregação, Universidade de Évora, Portugal, Julho 2014.
- [Muyeen06] Muyeen, S.M., Hasan Ali, M., Takahashi, R., Murata, T., Tamura, J., Tomaki, J., Sakahara, A., Sasano, E., "Transient stability analysis of grid connected wind turbine generator system considering multi-mass shaft modeling", *Electr. Power Compon. Syst.*, Vol. 34, pp. 1121-1138, 2006.
- [Nabae81] Nabae, A., Takahashi, I., Akagi, H., "A new neutral-point-clamped PWM inverter", *IEEE Trans. Industry Appl.*, Vol. IA-17, No. 5, pp. 518-523, September-October 1981.
- [Neris99] Neris, A.S., Vovos, N.A., Giannakopoulos, G.B., "A variable speed wind energy conversion scheme for connection to weak AC systems", *IEEE Trans. Energy Conv.*, Vol. 14, No. 1, pp. 122-127, March 1999.
- [Newton99] Newton, C., Summer, M., "Novel technique for maintaining balanced internal DC link voltages in diode clamped five-level inverters", *IEE Pro.-Electr. Power Appl.*, Vol. 146, No. 3, pp. 341-349, May 1999.

- [NPEN01] NP EN 50160-2001, Caraterísticas da tensão fornecida pelas redes de distribuição pública de energia elétrica, CENELEC, 2001.
- [Ong98] Ong, C.-M., *Dynamic simulation of electric machinery: using Matlab/Simulink*, Prentice-Hall, New Jersey, USA, 1998.
- [Ortigueira04] Ortigueira, M.D., Machado, J.A.T., Costa, J.S., "Considerations about the choice of a differintegrator", *Proc. 2nd IEEE International Computational Cybernetics—ICCC 2004 Conf.*, pp. 385-389, Vienna, 2004.
- [Oteo14] Observatório Tecnológico para as Energias Offshore, *Tecnologias de aproveitamento energético offshore*, INEGI, Porto, Portugal, 2014.
- [Paiva11] Paiva, J.P.S., *Redes de energia elétrica: uma análise sistémica*, IST Press, Lisboa, Portugal, 2011.
- [Palma99] Palma, J.C.P., *Accionamentos eletromecânicos de velocidade variável*, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, Portugal, 1999.
- [Peças-Lopes07] Peças Lopes, J. A., Hatziargyriou, N., Mutale, J., Djapic, P., Jenkins, N., "Integrating distributed generation into electric power systems: A review of drivers, challenges and opportunities", *Int. J. Electr. Power Syst. Res.*, Vol. 77, No. 9, pp. 1189-1203, July 2007.

- [Pereira08] Pereira, A.I.S., *Modelação da agitação marítima em zonas costeiras*, Dissertação de Mestrado, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Dezembro 2008.
- [Petráš02] Petráš, I., Vinagre, B. M., "Practical application of digital fractional-order controller to temperature control", *Int. J. Acta Montanistica Slovaca*, Vol. 7, No. 2, pp. 131-137, 2002.
- [Pinto03] Pinto, S.M.N.S., *Conversores matriciais trifásicos: generalização do comando vetorial direto*, Dissertação de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Julho 2003.
- [Pinto07] Pinto, S., Silva, J., "Sliding mode direct control of matrix converters", *IET Electr. Power Appl.*, Vol. 8, No. 2, pp. 697-703, April 2007.
- [Podlubny99] Podlubny, I., "Fractional-order systems and PI-lambda-D-mu-controllers", *IEEE Trans. Autom. Control*, Vol. 44, No. 1, pp. 208-214, January 1999.
- [Portillo06] Portillo, R.C., Prats, M.M., León, J.I., Sanchez, J.A., Carrasco, J.M., Galvan, E., Franquelo, L.G., "Modeling strategy for back-to-back three-level converters applied to high-power wind turbines", *IEEE Trans. Industrial Electronics*, Vol. 53, No. 5, pp. 1483-1491, October 2006.

- [Ramtharan07a] Ramtharan, G., Jenkins, N., "Influence of rotor structural dynamics representations on the electrical transient performance of DFIG wind turbines", *Int. J. Wind Energy*, Vol. 10, pp. 293-301, March 2007.
- [Ramtharan07b] Ramtharan, G., Ekanayake, J.B., Jenkins, N., "Frequency support from doubly fed induction generator wind turbines", *IET Renew. Power Gener.*, Vol. 1, pp. 3-9, March 2007.
- [Resende11] Resende, F.O., "Evolução tecnológica dos sistemas de conversão de energia eólica para ligação à rede" Edições Universitárias Lusófanos, *Engineering and Technology Journal*, Vol. 2, 2011
- [Rivkin14] Rivkin, D.A., Randall, M., Silk, L., *The art and science of wind power - wind power generation and distribution*, Jones & Bartlett, Burlington, USA, 2014.
- [Russel14] Russell, D.J.F., Brasseur, S.M.J.M., Thompson, D., Hastie, G.D., Janik, V.M., Aarts, G., McClintock, B.T., Matthiopoulos, J., Moss, S.E.W., McConnell, B., "Marine mammals trace anthropogenic structures at sea", *Current Biology*, Vol. 24, pp.638-639, July 2014.
- [Salman03] Salman, S.K., Teo, A.L.J., "Windmill modeling consideration and factors influencing the stability of a grid-connected wind power-based embedded generator", *IEEE Trans. Power Systems*, Vol. 18, No. 2, pp. 793-802, May 2003.

- [SanMartín05] San Martín, J.J., Romero, D., Aperribay, V., Sam Martín, J.I., Martín, I., Arrieta, J.M^a., Jiménez, T., "Evolución del diseño en los aerogeneradores y optimización de los excedentes de energía eólica", *Proc. 1st International Congress of Energy and Environment Engineering and Management—ICIEEM*, Portalegre, Portugal, May 2005.
- [Seixas13a] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., "A simulation for acceptance of two-level converters in wind energy systems", *Proc. terceiras Jornadas de Informática da Universidade de Évora - JIUE2013*, pp. 75-79, Portugal, Fevereiro 2013.
- [Seixas14a] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., "Fifth harmonic and sag impact on PMSG wind turbines with a balancing new strategy for capacitor voltages", *Elsevier Energy Conversion and Management*, Vol. 79, No. 1, pp. 721-730, March 2014.
- [Seixas14b] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., "Offshore wind turbine simulation: multibody drive train. Back-to-back NPC (neutral point clamped) converters. Fractional-order control", *Elsevier Energy*, Vol. 69, pp. 357-369, May 2014.
- [Seixas14c] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., "Simulation of offshore wind turbine link to the electric grid through a four-level converter", *Technological Innovation for Collective Awareness Systems*, Camarinha-Matos, L.M., et al., Ed.: SPRINGER, Heidelberg, 2014, pp. 324-331.

- [Seixas14d] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., Pousinho, H.M.I., "Simulation of offshore wind system with two-level converters: HVDC power transmission", *Proc. of the 16th International Power Electronics and Motion Control Conference and Exposition - PEMC2014*. pp. 1384-1389, Antalya, Turkey, Setembro 2014.
- [Seixas14e] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F. Figueiredo J., "Three-level converter in offshore wind energy systems: new strategy for unbalancing in capacitors voltage", *Conference on Electronics, Telecommunications and Computers — CETC2013*, Fantoni, A., Ferreira, A.J., Ed.: Elsevier Procedia Technology, Lisboa, 2014, Vol. 17, pp. 452-460.
- [Seixas15a] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F. Collares-Pereira M., dos Santos, M.P., "Simulation of offshore wind system with three-level converters: HVDC power transmission in cloud scope", *Technological Innovation for Cloud-Based Engineering Systems*, Camarinha-Matos, L.M., et al., Ed.: SPRINGER, Heidelberg, 2015, pp. 440-447.
- [Seixas15b] Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., Couto, C., "Simulation of a rectifier malfunction on a offshore wind system with HVDC transmission", *Proc. of the IEEE International Conference on Industrial Technology - ICIT2015*, pp. 2812-2817, Sevilla, Spain, March 2015.

- [Seixas15c] Seixas, M., Melício R., Mendes V.M.F., "Simulation of rectifier voltage malfunction on OW ECS, four-level converter, HVDC light link: smart grid context tool", Elsevier Energy Conversion and Management, Vol. 97, pp. 140-153, June 2015.
- [Seixas15d] Seixas, M., Melício, R., Mendes, V.M.F., Couto, C., "Simulation of OWES with five-level converter linked to the grid: harmonic assessment", *Proc. of the 9th International Conference on Compability and Power Electronics - CPE2015*, pp. 1-6, Lisbon, Portugal, June 2015. Aceite, em espera de ser publicado.
- [Sheperd90] Sheperd D.G., *Historical development of the windmill*, NASA - National Aeronautics and Space Administration, Ithaca, New YORK, USA, 1990.
- [Silva00] Silva, J.F., Rodrigues, N., Costa, J., "Space vector alpha-beta sliding mode current controllers for three-phase multilevel inverters", *IEEE PESC 2000*, Vol. 1, pp. 133-138, June 2000.
- [Silva03] Silva, M. F., Machado, J. A. T., Lopes, A. M., "Comparison of fractional and integer order control of a hexapod robot", *Proc. ASME 19th Biennal Conf. Mechanical Vibration and Noise*, Chicago, USA, 2003.
- [Silva06] Silva, M. F., Machado, J. A. T., "Fractional order PD^α joint control legged robots", *Int. J. of Vibration and Control*, Vol. 12, No. 12, pp. 1483-1501, 2006.

- [Silva07] Silva, J.F., Pinto, S.F., "Control methods for switching power converters", *Power Electronics Handbook*, M. H. Rashid, Ed.N.Y.: Academic Press, 2007, pp. 935-998.
- [Sinha00] Sinha, G., Lipo T., "A four-level inverter based drive with a passive front end", *IEEE Trans. Power Electronics*, Vol. 15, No. 2, pp. 285-294, March 2000.
- [Sintra14] Sintra, H., Mendes, V.M.F., Melício, R., "Modeling and simulation of wind shear and tower shadow on wind turbines", *Procedia Technology*, Vol. 17, pp. 471-477, October 2014.
- [Slootweg03a] Slootweg, J.G., de Haan, S.W.H., Polinder, H., Kling, W.L., "General model for representing variable speed wind turbines in power system dynamics simulations", *IEEE Trans. Power Syst.*, Vol. 18, No. 1, pp. 144-151, February 2003.
- [Slootweg03b] Slootweg, J.G., Polinder, H., Kling, W.L., "Representing wind turbine electrical generating systems in fundamental frequency simulations ", *IEEE Trans. Power Syst.*, Vol. 18, No. 4, pp. 516-524, December 2003.
- [Slootweg03c] Slootweg, J.G., Kling, W.L., "Aggregated modelling of wind parks in power system dynamics simulations", *Proc. IEEE Power Tech Conf.*, Vol. 3, Bologna, June 2003.
- [Slootweg03d] Slootweg, J.G., Kling, W.L., "Is the answer blowing in the wind?", *IEEE Power and Energy Magazine*, Vol. 3, pp. 26-33, November/December 2003.

- [Soukissian13] Soukissian T. "Use of multi-parameter distributions for offshore wind speed modeling: The Johnson SB distribution", *Applied Energy*, Vol. 111, pp.982-1000, November 2013.
- [Sousa12] Sousa, J.E.G.M., Análise em regime estacionário e transitório de ligações multi-terminais HVDC, Dissertação de Mestrado, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Abril 2012
- [Sørensen01] Sørensen, J.N., Mikkelsen, R., "On validity of blade element momentum method", *Proc. European Wind Energy. Conf.*, pp. 362-366, Denmark, July 2001.
- [Spooner96] Spooner, E., Williamson, A.C., "Direct coupled, permanent magnet generators for wind turbine applications", *IEE Proc.-Electr. Power Appl.*, Vol. 143, No. 1, pp. 1-8, January 1996.
- [Strzelecki03] Strzelecki, R., Jarnut, M., Kot, E., Kempski, A., Benysek, G., "Multilevel voltage source power quality conditioner", *IEEE PESC03*, Vol. 3, pp. 1043-1048, June 2003.
- [Suárez03] Suárez, J. I., Vinagre, B. M., Chen, Y. Q., "Spatial path tracking of an autonomous industrial vehicle using fractional order controllers", *Proc. 11th Int. Conf. On Advanced Robotics, ICAR 2003*, Coimbra, Portugal, June-July 2003.

- [Sun12] Sun J., "Pulse-Width Modulation", *Dynamics and control of switched electronic systems, advance perspectives for modelling, simulation and control of power converters*, Vasca, Francesco, Iannelli, Luigi, Eds.Springer, 2012, pp. 25-61.
- [Tentzrakis07] Tentzrakis, S.T., Papathanassiou, S.A., "An investigation of the harmonic emissions of wind turbines", *IEEE Trans. Energy Convers.*, Vol. 22, pp. 150-158, March 2007.
- [Toffler82] Toffler, A., *La tercera ola*, Plaza y Janes Editores, Barcelona, España, 1982.
- [Ullah07] Ullah, N.R., Thiringer, "Variable speed wind turbines for power systems stability enhancement", *IEEE Trans. Energy Convers.* Vol. 22, No. 1, pp. 52-60, March 2007.
- [Valério05] Valério, D.P.M.O., *Fractional robust system control*, Dissertação de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Outubro 2005.
- [Valle07] Valle, R.G., Pfeifer, M.C., Solé, D.B., "Dos familias de controladores en modo de deslizamiento para un generador de inducción doblemente alimentado en un sistema aislado ", *IEEE Latin America Trans.*, Vol. 5, No. 2, pp. 116-122, May 2007.
- [vanKuik07] van Kuik, G.A.M., " The Lanchester–Betz–Joukowski Limit", *Wind Energy*, Vol. 10, pp.289-291, February 2007.

- [Vieira07] Vieira, J.P.A., Nunes, M.V.A., Bezerra, U.H., Barra, W.Jr., "Novas estratégias de controle fuzzy aplicadas ao conversor do DFIG para melhoria da estabilidade transitória em sistemas eólicos", *IEEE Latin America Trans.*, Vol. 5, No. 3, pp. 143-150, June 2007.
- [Wilson74] Wilson, C., *Energy for survival: the alternative to extinction*, Anchor Books, Garden-City, NY, USA, 1974.
- [Xing05] Xing, Z.X., Zheng, Q.L., Yao, X.J., Jing, Y.J., "Integration of large doubly-fed wind power generator system into grid", *Proc. 8th Int. Conf. Eléctrical Machines and Systems*, pp. 1000-1004, September 2005.