

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Produção de Hidrogénio a partir de Eletrólise da Água e Energia Eólica

Lourenço de Souza Dias



Mestrado em Engenharia Eletrotécnica e de Computadores

Orientador: António José de Pina Martins

28 de julho de 2026

Resumo

O presente documento aborda a produção de hidrogénio verde a partir de energia eólica *offshore*, inserindo-se no contexto de descarbonização global e da crescente necessidade de soluções de armazenamento e transporte de energia renovável. Os parques eólicos *offshore* constituem um recurso energético de grande potencial, oferecendo velocidades de vento superiores às observadas em ambiente terrestre. Contudo, a natureza intermitente e variável do recurso eólico representa um desafio para a integração direta com sistemas de eletrólise, uma vez que estes equipamentos eletroquímicos operam com maior eficiência e menor degradação dos elétrodos quando alimentados a potência nominal constante. A resolução desta incompatibilidade operacional exige o desenvolvimento de sistemas de controlo eletrónico de potência capazes de atuar como interface inteligente entre a fonte renovável e a carga, garantindo a estabilidade do sistema e a maximização da produção de hidrogénio.

Inicialmente foi realizada uma caracterização do recurso eólico *offshore* incluindo modelos estatísticos de distribuição de velocidade e a análise tecno-económica das arquiteturas de integração de eletrolisadores em ambiente *offshore* e dos modos de operação *Hydrogen-driven* e *Electricity-driven*. Também foram alvo de análise as principais tecnologias de geradores, de *Maximum Power Point Tracking*, topologias de conversores AC/DC para alimentação de eletrolisadores e os três principais tipos de eletrolisadores, com as respetivas condições de operação, vantagens e limitações.

Com base na revisão realizada, é selecionado um caso de estudo e desenvolvido um modelo de simulação integrado em *MATLAB Simulink*, que contempla a totalidade da cadeia de conversão de energia: uma turbina eólica de 2 MW com gerador síncrono de ímanes permanentes, um algoritmo de controlo MPPT baseado no binário ótimo, um conversor AFE e dois eletrolisadores PEM de 1 MW em série. O sistema é submetido a dois cenários de operação distintos, sendo eles um perfil de rajada de vento e um perfil eólico com turbulência representativo de condições reais *offshore*, com o objetivo de avaliar o comportamento dinâmico de cada subsistema e a viabilidade técnica e operacional da produção de hidrogénio verde em larga escala.

Os resultados obtidos demonstram que o sistema de controlo eletrónico de potência desenvolvido é capaz de maximizar a extração de energia eólica e garantir uma alimentação controlada ao eletrolisador PEM. Verificou-se, contudo, que a variabilidade da fonte eólica penaliza a eficiência do processo de eletrólise e a quantidade de hidrogénio produzida, reforçando a importância de estratégias de controlo que minimizem as flutuações de potência fornecida ao eletrolisador.

Palavras-chave: Hidrogénio Verde, Energia Eólica *Offshore*, Eletrolisador PEM, MPPT, Conversor AC/DC, *Matlab Simulink*

Página em branco

Abstract

This document addresses the production of green hydrogen from offshore wind energy, within the context of global decarbonisation and the growing need for renewable energy storage and transport solutions. Offshore wind farms represent a high-potential energy resource, offering wind speeds superior to those observed in onshore environments. However, the intermittent and variable nature of the wind resource poses a challenge for the direct integration with electrolysis systems, since these electrochemical devices operate with greater efficiency and lower electrode degradation when supplied with constant nominal power. Addressing this operational incompatibility requires the development of power electronics control systems capable of acting as an intelligent interface between the renewable source and the load, ensuring system stability and maximising hydrogen production.

Initially, a characterisation of the offshore wind resource was carried out, including statistical wind speed distribution models and a techno-economic analysis of electrolyser integration architectures in offshore environments and the Hydrogen-driven and Electricity-driven operating modes. The main generator technologies, Maximum Power Point Tracking strategies, AC-DC converter topologies for electrolyser supply, and the three principal electrolyser types were also analysed, with their respective operating conditions, advantages, and limitations.

Based on this review, a case study is selected and an integrated simulation model is developed in MATLAB Simulink, encompassing the full energy conversion chain: a 2 MW wind turbine with a permanent magnet synchronous generator, an MPPT control algorithm based on optimal torque control, an AFE converter, and two 1 MW PEM electrolyser associated in series. The system is tested under two distinct operating scenarios, a wind gust profile and a turbulent wind profile representative of real offshore conditions with the aim of evaluating the dynamic behaviour of each subsystem and the technical and operational feasibility of large-scale green hydrogen production.

The results obtained demonstrate that the developed power electronics control system is capable of maximising wind energy extraction and ensuring controlled power supply to the PEM electrolyser. However, it was found that the variability of the wind source penalises the efficiency of the electrolysis process and the quantity of hydrogen produced, reinforcing the importance of control strategies that minimise power fluctuations supplied to the electrolyser.

Keywords: *Green Hydrogen, Offshore Wind Energy, PEM Electrolyser, MPPT, AC/DC Converter, Matlab Simulink*

Página em branco

Objetivos de Desenvolvimento Sustentável (ODS) das Nações Unidas

ODS	Meta	Contribuição	Indicadores de desempenho e métricas
7 – <i>Affordable and Clean Energy</i>	7.2	Desenvolvimento de um sistema de produção de hidrogénio verde a partir de energia eólica <i>offshore</i>	Quantidade de energia renovável produzida, capacidade instalada <i>offshore</i>
	7.3	Otimização da eficiência do sistema via algoritmo MPPT de binário ótimo e controlo do conversor AC/DC	Eficiência de conversão energética (%), LCOH (€/kg)
9 – <i>Industry, Innovation and Infrastructure</i>	9.4	Desenvolvimento de arquitetura integrada turbina, conversor, eletrolisador com gestão inteligente de potência	Coefficiente de potência (C_p)
13 – <i>Climate Action</i>	13.2	Substituição de hidrogénio cinzento/azul por hidrogénio verde sem emissões de CO_2	Toneladas de CO_2 evitadas por kg de H_2 produzido

Página em branco

Declaração sobre a Utilização de Inteligência Artificial

O autor, Lourenço de Souza Dias, reconhece a utilização das seguintes ferramentas de inteligência artificial generativa no desenvolvimento desta tese. Estas tecnologias foram utilizadas sob rigorosa supervisão, e todos os resultados gerados por IA foram criticamente revistos e verificados quanto à sua exatidão. O autor assume total responsabilidade pela validade e originalidade do conteúdo, confirmando que a utilização destas ferramentas está em conformidade com todas as políticas institucionais e normas de integridade acadêmica.

Ferramentas de IA Generativa utilizadas: Perplexity.

Atividades apoiadas por Ferramentas de Inteligência Artificial Generativa:¹

Concetualização

- | | | |
|--|---|---|
| ☐ Geração de ideias | ☐ Formulação de questões de investigação e hipóteses | ☐ Verificações preliminares (exploratórias) de hipóteses |
| ☐ Definição do objetivo de investigação | ☐ Avaliação de viabilidade e análise de risco | ☐ Debate simulado e teste de argumentos |

Revisão de Literatura

- | | | |
|--|--|---|
| ☐ Pesquisa e Descoberta | ☒ Mapeamento de Conceitos e Sistematização | ☐ Identificação de Lacunas e Avaliação de Novidade |
| ☐ Resumo de fontes externas | ☐ Análise de panorama de mercado/patentes | ☒ Compreensão de literatura multilíngue |

Metodologia

- | | | |
|--|---|---|
| ☐ Desenho de investigação | ☐ Desenvolvimento de protocolos experimentais ou de investigação | ☐ Seleção de métodos de investigação |
|--|---|---|

Desenvolvimento de Software e Automação

- | | | |
|---|---|--|
| ☐ Geração de código | ☐ Depuração e Reparação | ☐ Design de algoritmos |
| ☐ Refatoração e Otimização | ☐ Automação de processos | ☐ Documentação de código e geração de comentários |

¹Esta lista estende a taxonomia GAIDeT.

Gestão de Dados

- | | | |
|---|--|---|
| ☐ Recolha de dados | ☐ Geração de figuras a partir de dados | ☐ Geração de dados sintéticos |
| ☐ Validação | ☐ Verificações de reprodutibilidade e re-execução | ☐ Apoio à desidentificação e anonimização |
| ☐ Limpeza de dados | ☐ Assistência na rotulagem e anotação de dados | ☐ Transcrição de áudio para texto e diarização |
| ☐ Curadoria e organização de dados | | |
| ☐ Análise de dados | | |

Visuais e Multimédia

- | | | |
|---|---|--|
| ☐ Geração de imagem/diagrama (sintética) | ☒ Melhoria e Edição de Imagem | ☒ Design e layout de figuras |
|---|---|--|

Escrita e Edição

- | | | |
|--|--|--|
| ☐ Redação de Texto | ☐ Adaptação e ajuste de tom emocional | ☐ Comunicados de imprensa e materiais de divulgação |
| ☒ Polimento e Edição | ☒ Tradução | ☒ Geração de Título |
| ☒ Resumo de texto | ☐ Formatação e Codificação de Referências | |
| ☐ Formulação de conclusões | | |

Revisão Ética

- | | | |
|---|---|--|
| ☐ Análise de viés e avaliação de discriminação | ☐ Monitorização de conformidade com padrões éticos | ☐ Monitorização de confidencialidade de dados |
| ☐ Análise de risco ético | | |

Garantia de Qualidade

- | | | |
|--|--|---|
| ☐ Revisão por Pares Simulada | ☐ Identificação de limitações | ☐ Apoio à publicação |
| ☐ Identificação de tendências | ☐ Sugestões Estratégicas | |

Agradecimentos

A realização desta dissertação não teria sido possível sem o apoio de um conjunto de pessoas às quais expresso a minha mais sincera gratidão.

Ao meu orientador, professor António Pina Martins, agradeço a disponibilidade, a paciência e os ensinamentos transmitidos ao longo de todo este percurso.

Ao meu pai e à minha irmã Mariana, agradeço o apoio constante, o incentivo e por estarem sempre lá nos momentos mais difíceis.

À minha namorada Bárbara, agradeço a compreensão, a muita paciência e o apoio diário. Tornaste este percurso muito menos difícil e exaustivo e a minha vida muito mais leve e alegre. Acordo todos os dias a pensar como sou sortudo em te ter na minha vida.

A toda a minha família, um agradecimento profundo pelo carinho e pela força que sempre me transmitiram.

Aos meus amigos Fabiano Cardoso e Sara Santos agradeço profundamente os momentos únicos partilhados durante todos estes anos. Aos colegas da faculdade, que se tornaram amigos que irei levar para a vida, João Cunha, Rita Marques e Rui Silva agradeço a ajuda, companhia e os momentos vividos durante este percurso académico, a vossa presença tornou este último numa experiência única que irei levar para a vida.

Por último, e definitivamente não menos importante, dedico um agradecimento especial à minha mãe, que sempre esteve lá para mim, tanto nos momentos bons como nos maus, que sempre me tratou com carinho e me ensinou a ser a pessoa que sou e que irei ser para o resto da minha vida. Obrigado por tudo mãe, não existem palavras para descrever o quanto eu sinto a tua falta.

Página em branco

Índice

1	Introdução	1
1.1	Contextualização e Motivação	1
1.2	Definição do Problema	2
1.3	Objetivos	3
2	Estado da Arte	4
2.1	Caracterização do vento <i>offshore</i>	4
2.1.1	Velocidade média do vento <i>offshore</i>	4
2.1.2	Características da turbulência em ambiente <i>offshore</i>	5
2.1.3	Distribuições de probabilidade da velocidade do vento	6
2.2	Análise técnico-económica das alternativas de integração de eletrolisadores em ambiente <i>offshore</i>	7
2.2.1	Posicionamento dos eletrolisadores	7
2.2.2	Modo de operação dos dispositivos de eletrólise	8
2.2.3	Análise técnico-económica	9
3	Modelação e controlo do sistema eletromecânico e do conversor AC/DC	11
3.1	A conversão da velocidade do vento em potência mecânica	11
3.1.1	<i>Tip Speed Ratio</i> e coeficiente de potência	11
3.1.2	Ângulo <i>pitch</i> e limites de operação	12
3.2	Conversão de energia mecânica em energia eléctrica	14
3.2.1	Gerador de indução em gaiola de esquilo (SCIG)	14
3.2.2	Gerador de indução duplamente alimentado (DFIG)	15
3.2.3	Geradores síncronos	15
3.3	Caracterização dos diferentes tipos de algoritmos MPPT	16
3.3.1	MPPT baseado na curva de potência da turbina	16
3.3.2	MPPT com controlo do <i>Tip-Speed Ratio</i> ótimo	17
3.3.3	MPPT com controlo do binário ótimo	17
3.4	Caracterização de diferentes topologias de conversão AC/DC para alimentação de eletrolisadores	19
3.4.1	Retificador comandado por tiristores de 12-pulsos (12-TR)	19
3.4.2	Retificador comandado de díodos de 12-pulsos com <i>Chopper</i> multi-fase (12-DRMC)	19
3.4.3	Retificador ativo de entrada (AFE)	20
3.5	Modelação no <i>Matlab</i>	21
3.5.1	Turbina	21
3.5.2	Gerador PMSG	22
3.5.3	Algoritmo MPPT	26

3.5.4	Conversor AC/DC	28
3.6	Conclusões	30
4	Caracterização e modelação do sistema de eletrólise	31
4.1	Caracterização dos diferentes tipos de eletrolisadores	31
4.1.1	Eletrolisadores alcalinos	31
4.1.2	Eletrolisadores de <i>proton exchange membrane</i>	32
4.1.3	Eletrolisadores de óxido sólido	32
4.2	Modelos de simulação referentes à produção de hidrogénio	33
4.2.1	Modelos elétricos	33
4.2.2	Modelo eletroquímico	35
4.2.3	Modelo térmico	38
4.2.4	Modelo de transferência de massa	39
4.3	Modelação no <i>Matlab</i>	41
4.3.1	Caracterização dos subsistemas	41
4.3.2	Tensão na célula	44
4.3.3	Potência nominal	45
4.4	Conclusões	45
5	Exposição e discussão dos resultados obtidos	46
5.1	Análise do comportamento dinâmico do sistema face a uma rajada de vento	46
5.1.1	Condições de simulação	46
5.1.2	Resultados do sistema da turbina e do gerador	47
5.1.3	Desempenho do algoritmo MPPT	48
5.1.4	Resultados do conversor AC/DC	50
5.1.5	Resultados do sistema de eletrólise	50
5.2	Análise do comportamento dinâmico do sistema face a um perfil eólico	52
5.2.1	Condições de simulação	52
5.2.2	Resultados do sistema da turbina e do gerador	53
5.2.3	Desempenho do algoritmo MPPT	53
5.2.4	Resultados do conversor AC/DC	55
5.2.5	Resultados do sistema de eletrólise	55
5.3	Compatibilidade entre os dois subsistemas	56
5.4	Conclusões	57
6	Conclusões e trabalhos futuros	59
6.1	Conclusões	59
6.2	Trabalhos futuros	60
	Referências	62
A	Parâmetros do sistema de eletrólise	
B	Outros resultados	
C	Modelo integral em <i>Simulink</i> da turbina, gerador, controlo e conversor	

Lista de Figuras

2.1	Evolução do tamanho das turbinas eólicas. Adaptado de [3].	5
2.2	Diagramas de caixa dos valores de R^2 para os ajustes de distribuição às amostras da velocidade do vento. Adaptado de [1].	6
2.3	Representação esquemática dos diferentes posicionamentos dos eletrolisadores. Adaptado de [5].	8
2.4	LCOH e LCOE para o modo de operação <i>Hydrogen-driven</i> . Adaptado de [5]. . .	10
3.1	Ilustração da curva Coeficiente de Potência/ <i>Tip-Speed Ratio</i> (C_p/λ). Adaptado de [3].	12
3.2	Exemplo da curva de potência para uma turbina de 2 MW. Adaptado de [3]. . . .	13
3.3	<i>Type I</i> . Adaptado de [3].	14
3.4	<i>Type III</i> . Adaptado de [3].	15
3.5	Controlo de potência máxima com o perfil de potência da turbina eólica. Adaptado de [4].	16
3.6	Diagrama de blocos do controlo do <i>Tip-Speed Ratio</i> . Adaptado de [14].	17
3.7	Diagrama de blocos do controlo do torque ótimo. Adaptado de [14].	18
3.8	Diagrama do circuito do retificador comandado por tiristores de 12-pulsos. Adaptado de [15].	19
3.9	Diagrama do circuito do retificador comandado por díodos de 12-pulsos com <i>Chopper</i> . Adaptado de [15].	20
3.10	Diagrama do circuito do retificador ativo de entrada. Adaptado de [15].	20
3.11	Gráfico do coeficiente de potência em função de λ e β	22
3.12	Representação do alinhamento do eixo d e q sobre o rotor. Adaptado de [18]. . .	24
3.13	Esquema do controlo ZDC. Adaptado de [23].	27
3.14	Representação do controlo ZDC implementado em <i>Matlab</i>	28
3.15	Representação interna do bloco <i>Converter</i> no <i>software</i> de simulação usado. . . .	28
3.16	Representação do bloco PWM e do respetivo multiplexador.	29
3.17	Representação do sistema do conversor.	29
4.1	Representação conceptual de um AEC. Adaptado de [24].	32
4.2	Representação conceptual de um PEMEC. Adaptado de [24].	32
4.3	Representação conceptual de um SOEC. Adaptado de [24].	33
4.4	Circuito equivalente para um PEM. Adaptado de [24].	34
4.5	Circuito equivalente para um PEM tendo em conta as perdas de concentração. Adaptado de [24].	34
4.6	Circuito equivalente para um PEM tendo em conta as perdas ohmicas, de ativação e de concentração. Adaptado de [24].	35
4.7	Modelo <i>Matlab Simulink</i> do eletrolisador PEM utilizado [28].	42

4.8	Bloco <i>Water Supply</i> do modelo utilizado [28].	42
4.9	Bloco <i>Recirculation</i> do modelo utilizado [28].	43
4.10	Bloco <i>Electrical Supply</i> do modelo utilizado [28].	44
4.11	Bloco <i>Hydrogen Output</i> do modelo utilizado [28].	44
5.1	Perfil de rajada de vento simulado.	47
5.2	Correntes trifásicas na saída do gerador durante o perfil de rajada de vento.	47
5.3	Potência mecânica e a potência elétrica produzida pelo gerador durante o perfil de rajada de vento.	48
5.4	Binário de referência calculado pelo algoritmo MPPT e binário aplicado ao gerador durante o perfil de rajada de vento.	49
5.5	Velocidade angular do rotor durante o perfil de rajada de vento.	49
5.6	Correntes i_d , i_q e i_0 durante o perfil de rajada de vento.	50
5.7	Potência DC fornecida ao eletrolisador com limitação de 1 MW durante o perfil de rajada de vento.	50
5.8	Temperatura do eletrolisador PEM durante o perfil de rajada de vento.	51
5.9	Produção de hidrogénio durante o perfil de rajada de vento.	51
5.10	Massa de hidrogénio acumulada durante a simulação do perfil de rajada de vento.	51
5.11	Perfil eólico simulado.	52
5.12	Correntes trifásicas na saída do gerador durante o perfil eólico.	53
5.13	Potência mecânica e a potência elétrica produzida pelo gerador durante o perfil eólico.	53
5.14	Binário de referência calculado pelo algoritmo MPPT e binário aplicado ao gerador durante o perfil eólico.	54
5.15	Velocidade angular do rotor durante o perfil eólico.	54
5.16	Correntes i_d , i_q e i_0 durante o perfil eólico.	55
5.17	Potência DC fornecida ao eletrolisador com limitação de 1 MW durante o perfil eólico.	55
5.18	Temperatura do eletrolisador PEM durante o perfil eólico.	56
5.19	Produção de hidrogénio durante o perfil eólico.	56
5.20	Massa de hidrogénio e respetiva energia acumulada durante a simulação do perfil eólico.	56
5.21	Tensão no barramento DC durante o perfil de rajada de vento.	57
5.22	Tensão no barramento DC durante o perfil eólico.	57
5.23	Tensão no eletrolisador PEM durante o perfil de rajada de vento.	57
5.24	Tensão no eletrolisador PEM durante o perfil eólico.	57
B.1	Ângulo do rotor durante o perfil de rajada de vento.	
B.2	Tensões trifásicas na saída do gerador durante o perfil de rajada de vento.	
B.3	Corrente de referência do eixo em quadratura durante o perfil de rajada de vento.	
B.4	Tensões homopolares, de eixo direto e de eixo em quadratura durante o perfil de rajada de vento.	
B.5	Corrente no barramento DC durante o perfil de rajada de vento.	
B.6	Corrente no eletrolisador PEM durante o perfil de rajada de vento.	
B.7	Potência fornecida ao eletrolisador e calor dissipado durante o perfil de rajada de vento.	
B.8	Massa de oxigénio produzida durante o perfil de rajada de vento.	
B.9	Ângulo do rotor durante o perfil eólico.	
B.10	Tensões trifásicas na saída do gerador durante o perfil eólico.	

- B.11 Corrente de referência do eixo em quadratura durante o perfil eólico.
- B.12 Tensões homopolares, de eixo direto e de eixo em quadratura durante o perfil eólico.
- B.13 Corrente no barramento DC durante o perfil eólico.
- B.14 Corrente no eletrolisador PEM durante o perfil eólico.
- B.15 Potência fornecida ao eletrolisador e calor dissipado durante o perfil eólico. . . .
- B.16 Massa de oxigénio produzida durante o perfil eólico.

- C.1 Modelo integrado em *Simulink* do subsistema de turbina, gerador, controlo MPPT e conversor AC/DC.

Lista de Tabelas

3.1	Parâmetros do modelo de turbina utilizado.	21
3.2	Gerador síncrono de ímanes permanentes, 2 MW, 690 V, 9,75 Hz, de polos não salientes. Adaptado de [4].	23
5.1	Valores dos parâmetros utilizados na simulação da rajada de vento.	46
5.2	Parâmetros nominais fundamentais do gerador PMSM de 2 MW.	47
5.3	Valores dos parâmetros utilizados na simulação do perfil eólico.	52
A.1	Parâmetros escalados no bloco <i>Recirculation</i>	
A.2	Parâmetros escalados no bloco <i>Heat Exchanger</i>	
A.3	Parâmetros escalados no bloco <i>Anode Fluid Channels</i>	
A.4	Parâmetros escalados no bloco <i>Cathode Gas Channels</i>	
A.5	Parâmetros escalados no bloco <i>MEA Thermal Mass</i>	
A.6	Parâmetros escalados no bloco <i>Membrane Electrode Assembly</i>	

Abreviaturas e Símbolos

Lista de Abreviaturas:

12-DRMC	<i>12-Pulse Diode Rectifier with Multi-Phase Chopper</i>
12-TR	<i>12-Pulse Thyristor Rectifier</i>
AC	<i>Alternating Current</i>
AEC	<i>Alkaline Electrolyser Cell</i>
AFE	<i>Active Front End</i>
BIW	<i>Distribuição Weibull bimodal</i>
DC	<i>Direct Current</i>
DFIG	<i>Doubly-Fed Induction Generator</i>
EDL	<i>Electric Double Layer</i>
HVDC	<i>High Voltage Direct Current</i>
IGBT	<i>Insulated-Gate Bipolar Transistor</i>
IPOP	<i>Input-parallel-output-parallel</i>
ISOP	<i>Input-series-output-parallel</i>
KAP	<i>Distribuição Kappa</i>
LCOE	<i>Levelised Cost of Electricity (€/MWh)</i>
LCOH	<i>Levelised Cost of the Hydrogen (€/kg)</i>
MEA	<i>Membrane Electrode Assembly</i>
MPPT	<i>Maximum Power Point Tracking</i>
PEM	<i>Proton exchange membrane</i>
PI	<i>Proportional-Integral</i>
PMSM	<i>Permanent Magnet Synchronous Machine</i>
PWM	<i>Pulse Width Modulation</i>
SCIG	<i>Squirrel-Cage Induction Generator</i>
SOEC	<i>Solid Oxide Electrolysis Cell</i>
TSR	<i>Tip Speed Ratio</i>
W2	<i>Distribuição Weibull de 2 parâmetros</i>
WAK	<i>Distribuição Wakeby</i>
WRSG	<i>Wound Rotor Synchronous Generator</i>

Lista de Símbolos:

A	Área varrida pela turbina (m^2)
C_p	Coefficiente de potência
$C_{p,max}$	Coefficiente de potência máximo
$C_{O_2}^{mem}$	Concentração de oxigénio na interface membrana-ânodo (mol/m^3)
$C_{H_2}^{mem}$	Concentração de hidrogénio na interface membrana-ânodo (mol/m^3)
C_{th}	Capacidade térmica total (J/K)
$C_{p,j}$	Capacidade de aquecimento do componente j (J/K)
F	Constante de Faraday

h_i	Entalpia específica da espécie i (J/mol)
I_{el}	Corrente no eletrolisador (A)
i_k	Densidade de corrente (A/m^2)
i_{k0}	Densidade de troca de corrente (A/m^2)
i_a	Corrente no enrolamento da fase A do estator (A)
i_b	Corrente no enrolamento da fase B do estator (A)
i_c	Corrente no enrolamento da fase C do estator (A)
i_{ds}	Componente direta da corrente (A)
i_{qs}	Componente em quadratura da corrente (A)
i_{0s}	Componente homopolar da corrente (A)
i_s	Corrente no estator (A)
K_{opt}	Coefficiente do binário ótimo
L_{aa}	Auto-indutância do enrolamento da fase A do estator (H)
L_{bb}	Auto-indutância do enrolamento da fase B do estator (H)
L_{cc}	Auto-indutância do enrolamento da fase C do estator (H)
L_{mn}	Indutância mútua entre os enrolamentos das fases M e N do estator (H)
L_d	Indutância do estator no eixo-d (H)
L_q	Indutância do estator no eixo-q (H)
N_i	Razão do fluxo molar da respetiva espécie (mol/s)
N_c	Número de células em série na pilha do eletrolisador
$n_{H_2}^p$	Razão da produção molar do hidrogénio no cátodo (mol/s)
$n_{O_2}^p$	Razão da produção molar do oxigénio no cátodo (mol/s)
$n_{H_2O}^p$	Razão da produção molar de água no cátodo (mol/s)
$\dot{n}_{O_2}^{in}$	Taxa de fluxo molar de entrada no ânodo de oxigénio (mol/s)
$\dot{n}_{O_2}^{out}$	Taxa de fluxo molar de saída no ânodo de oxigénio (mol/s)
$\dot{n}_{a,H_2O}^{in}$	Taxa de fluxo molar de entrada no ânodo de água (mol/s)
$\dot{n}_{a,H_2O}^{out}$	Taxa de fluxo molar de saída no ânodo de água (mol/s)
$\dot{n}_{H_2O}^{mem}$	Taxa de fluxo molar de água através da membrana (mol/s)
$\dot{n}_{H_2}^{in}$	Taxa de fluxo molar de entrada no cátodo de hidrogénio (mol/s)
$\dot{n}_{H_2}^{out}$	Taxa de fluxo molar de saída no cátodo de hidrogénio (mol/s)
$\dot{n}_{c,H_2O}^{in}$	Taxa de fluxo molar de entrada no cátodo de água (mol/s)
$\dot{n}_{c,H_2O}^{out}$	Taxa de fluxo molar de saída no cátodo de água (mol/s)
$\dot{n}_{H_2O}^{diff}$	Taxa de fluxo molar de água devido a difusão (mol/s)
$\dot{n}_{H_2O}^{eod}$	Taxa de fluxo molar de água devido a arrasto eletro-osmótico do ânodo para o cátodo (mol/s)
$\dot{n}_{H_2O}^{pe}$	Taxa de fluxo devido aos efeitos de pressão hidráulica do cátodo para o ânodo (mol/s)
P	Número de par de polos
P_{mec}	Potência mecânica extraída do vento (W)
P_{vento}	Potência referente à energia cinética do vento (W)
P_{H_2}	Pressão parcial do hidrogénio (Pa)
P_{O_2}	Pressão parcial do oxigénio (Pa)
P_{H_2O}	Pressão parcial da água (Pa)
$\dot{Q}_{net}$	Geração líquida de calor (W)
$\dot{Q}_{gen}$	Geração de calor (W)
$\dot{Q}_{loss}$	Perdas de calor (W)
$\dot{Q}_{cool}$	Perdas de arrefecimento (W)
$\dot{Q}_{misc}$	Perdas por outros fenómenos (W)

r	Raio do rotor (m)
R	Constante Universal do gás (J/mol K)
R^2	Coefficiente de Determinação
R_{eq}	Resistência elétrica equivalente do sistema (Ω)
R_s	Resistência equivalente nos enrolamentos do estator (Ω)
T	Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
T	Binário (N m)
T_{opt}	Binário ótimo (N m)
T_{rajada}	Período da rajada de vento (s)
v	Velocidade do vento (m/s)
V_0	Tensão da célula em condições normais de operação (V)
V_{cell}	Tensão da célula do eletrolisador (V)
V_{rev}	Tensão reversível (V)
V_{ohm}	Sobretensão ôhmica (V)
V_{act}	Sobretensão de ativação (V)
$V_{act,a}$	Sobretensão de ativação ocorrida no ânodo (V)
$V_{act,c}$	Sobretensão de ativação ocorrida no cátodo (V)
V_{con}	Sobretensão de concentração (V)
$V_{con,a}$	Sobretensão de concentração ocorrida no ânodo (V)
$V_{con,c}$	Sobretensão de concentração ocorrida no cátodo (V)
V_{bub}	Sobretensão de bolhas (V)
v_{ff}	Velocidade do fluxo forçado (m/s)
V_j	Volume do componente j
v_0	Velocidade do fluxo livre (m/s)
v_a	Tensão na fase A (V)
v_b	Tensão na fase B (V)
v_c	Tensão na fase C (V)
v_d	Componente direta da tensão (V)
v_q	Componente em quadratura da tensão (V)
v_0	Componente homopolar da tensão (V)
V_{∞}	Velocidade do vento antes e depois do fenómeno de rajada (m/s)
V_{rajada}	Amplitude máxima no período de rajada (m/s)
z	Coefficiente estequiométrico
α_k	Coefficiente de transferência de carga para k
β	Ângulo de <i>Pitch</i> ($^{\circ}$)
ΔG	Variação da energia livre de Gibbs (J/mol)
δ_{mem}	Largura da membrana (m)
η_F	Eficiência de Faraday
Θ	Cobertura de bolhas com água a fluir
Θ_0	Cobertura de bolhas com água estagnada
θ_e	Ângulo elétrico do rotor ($^{\circ}$)
θ_r	Ângulo mecânico do rotor ($^{\circ}$)
λ	<i>Tip-Speed Ratio</i>
λ_{opt}	<i>Tip-Speed Ratio</i> ótimo
λ_a	Fluxos de ligação total no enrolamento da fase A do estator (Wb)
λ_b	Fluxos de ligação total no enrolamento da fase B do estator (Wb)
λ_c	Fluxos de ligação total no enrolamento da fase C do estator (Wb)
λ_{ar}	Fluxo magnético de ligação permanente no enrolamento da fase A do estator (Wb)

λ_{br}	Fluxo magnético de ligação permanente no enrolamento da fase B do estator (Wb)
λ_{cr}	Fluxo magnético de ligação permanente no enrolamento da fase C do estator (Wb)
λ_r	Fluxo magnético de ligação permanente (Wb)
ρ_j	Densidade do componente j (kg/m^3)
σ_{mem}	Condutividade da membrana (S/m)
ω	Velocidade angular do rotor (rad/s)
ω_{opt}	Velocidade angular do rotor ótimo (rad/s)

Capítulo 1

Introdução

Neste capítulo, será realizada uma contextualização do tema da dissertação abordada neste documento, além de revelar a motivação por trás da sua elaboração. Será também apresentado o principal problema encontrado na realização da mesma e, por último, indicados os objetivos a alcançar.

É importante também referir que o trabalho retratado neste documento insere-se nas áreas da engenharia eletrotécnica (eletrónica industrial) e energias renováveis, alinhando-se com o contexto científico da transição energética. O principal tópico de abordagem será a modelação e análise de sistemas de produção de hidrogénio verde através de eletrólise alimentada diretamente por parques eólicos *offshore*.

1.1 Contextualização e Motivação

A principal motivação para a realização deste trabalho foi a grande necessidade de descarbonização de forma a diminuir o efeito estufa, além da necessidade de garantir a segurança e independência energética. Os parques eólicos *offshore* são vistos como um pilar fundamental nesta transição, uma vez que estes oferecem a possibilidade de geração de energia limpa, ou seja, sem a emissão de poluição para a atmosfera, em larga escala. Contudo, a sua natureza intermitente/aleatória pode levar a desequilíbrios de energia e exigir energia de controlo adicional de centrais convencionais de resposta rápida. Por vezes, a produção de energia renovável pode até exceder a procura ou a capacidade de transmissão, nesses casos esta energia em excesso é perdida, podendo-se dizer que o potencial energético foi desperdiçado. Para evitar esta situação é necessário encontrar um meio de armazenamento de energia, sendo aqui onde o hidrogénio surge como uma solução interessante ao problema apresentado, visto que o mesmo pode ser produzido a partir de eletricidade através de um processo chamado eletrólise.

Como referido anteriormente, o hidrogénio surge como uma solução interessante para o problema apresentado, visto que este pode ser produzido a partir de eletricidade através da eletrólise, sendo assim, a energia produzida em excesso seria usada na produção de hidrogénio, sendo este

depois armazenado. Além do que já foi referido, o hidrogénio possui múltiplas aplicações e aspetos positivos: pode ser reconvertido em eletricidade com alta eficiência usando *fuel cell* (células de combustível), permitindo cobrir a procura energética em períodos de pico, além disso pode ser vendido como gás industrial ou até combustível para transportes.

É aqui que reside o problema que esta dissertação tentará resolver: a integração de um parque eólico com um sistema de eletrólise, onde conforme detalhado inicialmente na proposta, é um sistema que precisa ser melhor compreendido. O desafio fica ainda mais difícil visto que os eletrolisadores operam melhor a potência nominal constante, visto que a variação da potência de entrada afeta negativamente a eficiência do processo, além de também prejudicar a vida útil dos elétrodos.

Por último, é de grande importância solucionar este problema, sendo então necessário desenvolver um sistema de controlo eletrónico de potência que consiga juntar eficientemente a fonte de energia, neste caso o vento, à carga, o eletrolisador, garantindo a integridade do sistema. Esta dissertação propõe-se a desenvolver e validar um modelo de simulação detalhado para o estudo de um caso, tendo em conta os objetivos da proposta. A resolução deste desafio é de extrema importância para a tecnologia, visto que viabilizaria a produção de hidrogénio em larga escala a partir de energia eólica *offshore*, contribuindo assim para a diminuição da emissão de gases que contribuem para o aquecimento global, além de permitir não só o armazenamento de energia, mas também a criação de novos mercados para a energia renovável.

1.2 Definição do Problema

O primeiro desafio fundamental num projeto *offshore* é o transporte da energia para a costa/continente, sendo que existem duas formas principais: o transporte elétrico (cabos), onde a energia é transportada por cabos submarinos (AC ou DC), sendo esta a abordagem convencional, porém, as perdas de transmissão associadas e os custos dos cabos de alta tensão são elevados, e o transporte químico (gasodutos), onde a eletricidade é convertida em hidrogénio na própria plataforma e transportada para a costa através de um gasoduto. De destacar que a instalação de um gasoduto não é, de qualquer forma, mais difícil que a de um cabo submarino, além de que as perdas de transporte associadas ao hidrogénio são menores, contudo, as perdas na conversão de e para hidrogénio são de certa forma elevadas.

Sendo assim, a viabilidade de toda a arquitetura de hidrogénio *offshore* depende, portanto, da maximização da eficiência do sistema de conversão e da sua utilização para mais do que apenas transporte, isto é, além de transporte é necessário que o hidrogénio seja também utilizado para propósitos de controlo (equilíbrio de rede) e para criar novos fluxos de receita (como por exemplo venda como combustível), caso contrário a geração *offshore* de hidrogénio torna-se inviável. Isto enquadra a necessidade de um modelo de simulação que analise o sistema de forma integral e não apenas os seus componentes.

Aqui reside o principal problema técnico desta dissertação, a integração direta de uma fonte de energia variável (eólica) com a carga (eletrolisador). A fonte, neste caso de energia renovável

eólica, introduz uma componente aleatória no sistema, uma vez que a sua produção de energia é, por definição, variável e não controlável, já o eletrolisador (a carga neste contexto), mais precisamente a eletrólise, é um processo eletroquímico que não lida muito bem com instabilidade, isto é, a vida útil dos elétrodos, a estabilidade mecânica e a eficiência do processo diminuem quando o eletrolisador é alimentado por uma fonte de potência de pouca qualidade.

Devido a esta sensibilidade, os eletrolisadores são normalmente operados a potência nominal constante, sendo assim, isto torna o sistema de controlo eletrónico de potência a peça chave de todo o sistema. Este tem de atuar como uma interface inteligente, absorvendo a potência flutuante do vento e apresentando-a ao eletrolisador de uma forma estável e controlada para otimizar a produção sem causar quaisquer danos.

1.3 Objetivos

Neste capítulo é apresentada a proposta de trabalho, o enquadramento e a motivação para a realização da dissertação em causa, focada na modelação de sistemas de produção de hidrogénio alimentados por energia eólica. Foi também identificado o problema central de engenharia, sendo este a integração eficiente de uma fonte de energia renovável com eletrolisadores e a importância de o resolver.

Sendo assim, os objetivos principais que se pretendem alcançar durante a dissertação são:

- Analisar e sistematizar as arquiteturas de parques eólicos *offshore* e a agregação de potência;
- Rever os tipos e modelos de eletrolisadores e as respetivas fontes de alimentação;
- Selecionar um caso de estudo para a geração de energia eólica e sistema de alimentação elétrica para um eletrolisador;
- Desenvolver, implementar e testar um modelo de simulação para o caso de estudo;
- Analisar e discutir os resultados obtidos.

Capítulo 2

Estado da Arte

O presente capítulo apresenta o estado da arte relevante para o desenvolvimento desta dissertação, estruturado em duas componentes principais. Em primeiro lugar, é apresentada uma revisão da literatura relativa à ao recurso eólico em ambiente *offshore*, abrangendo as velocidades médias de vento, as características da turbulência e os modelos estatísticos de distribuição da velocidade do recurso eólico. De seguida, são analisadas as alternativas de integração dos eletrolisadores em ambiente *offshore*, analisando o posicionamento físico dos sistemas de eletrólise, os modos de operação disponíveis e a respetiva avaliação técnico-económica.

2.1 Caracterização do vento *offshore*

A caracterização precisa e abrangente dos recursos eólicos *offshore* constitui o ponto de partida fundamental para o dimensionamento otimizado e a avaliação da viabilidade técnica e económica de sistemas de produção de hidrogénio baseados em energia eólica. As características do vento em ambiente marítimo diferem substancialmente das observadas em ambiente terrestre, apresentando vantagens significativas mas também desafios específicos que devem ser adequadamente compreendidos e avaliados [1], [2].

2.1.1 Velocidade média do vento *offshore*

O vento *offshore* possui, normalmente, uma maior intensidade quando comparado com o vento que se faz sentir no continente, isto muito se deve ao facto de em alto mar não haver tantos obstáculos como existem em ambiente terrestre, como em áreas de floresta ou de urbanização. Esta maior "desertificação" traduz-se em velocidades médias de vento significativamente superiores a altitudes semelhantes e em perfis verticais de velocidade com gradientes menos acentuados. Por este mesmo motivo as turbinas eólicas *offshore* são tipicamente planeadas para cerca do dobro da potência nominal dos aerogeradores usualmente utilizados em ambiente terrestre [1].

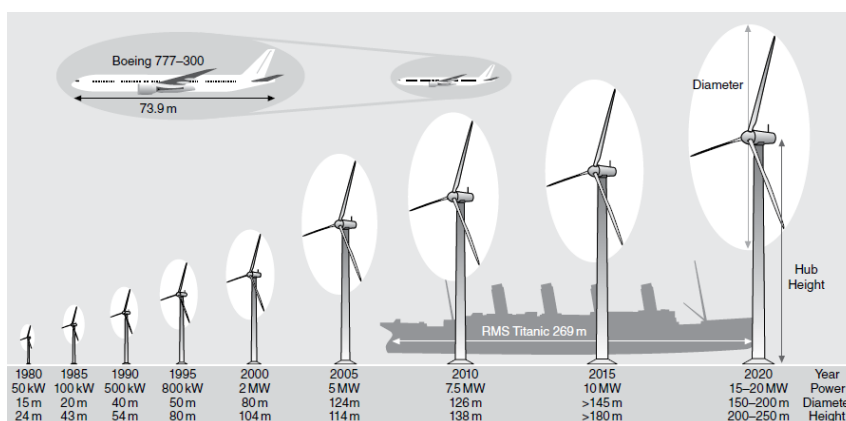


Figura 2.1: Evolução do tamanho das turbinas eólicas. Adaptado de [3].

A figura 2.1 representa a evolução do tamanho das turbinas eólicas ao longo dos anos, sendo que o aumento de potência nominal não resulta exclusivamente do aumento das dimensões físicas da turbina (diâmetro do rotor e altura do *hub*), mas também de melhorias tecnológicas na eficiência de conversão aerodinâmica e eletromagnética, pelo que turbinas de dimensões semelhantes podem apresentar potências nominais distintas dependendo do ano de desenvolvimento e da tecnologia utilizada. Estudos detalhados de caracterização eólica *offshore* demonstram que as velocidades médias podem variar tipicamente entre 6 e 12 m/s, dependendo da localização geográfica, distância à costa, barometria local e condições sazonais. Estas velocidades são consideravelmente superiores às observadas em locais terrestres a altitudes semelhantes, resultando em fatores de capacidade dos parques eólicos *offshore* tipicamente superiores em 10/20% relativamente a instalações terrestres [1].

2.1.2 Características da turbulência em ambiente *offshore*

A turbulência do vento, definida quantitativamente como a flutuação aleatória da velocidade em torno do seu valor médio, é geralmente inferior em ambiente *offshore* devido à ausência de obstáculos físicos significativos que promovam a formação de grandes estruturas turbulentas. A intensidade de turbulência, definida como o quociente entre o desvio padrão das flutuações de velocidade e a velocidade média, situa-se tipicamente entre 6% e 12% em ambiente *offshore*, comparativamente a valores de 15% a 25% frequentemente observados em ambiente terrestre. Esta redução substancial na intensidade de turbulência tem implicações importantes em vários aspetos. Do ponto de vista estrutural e mecânico, uma turbulência de menor intensidade e frequência a atuar sobre as pás das turbinas contribui para um prolongamento da vida útil dos componentes estruturais e reduzir os custos de manutenção ao longo do ciclo de vida do projeto. Do ponto de vista da produção energética, a menor turbulência traduz-se numa maior previsibilidade da produção a curto prazo e numa operação mais suave da turbina, com menores oscilações de potência instantânea. Tal característica será particularmente vantajosa para a integração de eletrolisadores, uma vez que as oscilações de potência serão menores, sendo assim o *stress* operacional ao qual estes equipamentos eletroquímicos serão sujeitos será menor [3], [4].

2.1.3 Distribuições de probabilidade da velocidade do vento

A caracterização estatística rigorosa da variação temporal da velocidade do vento é essencial para múltiplos aspetos do desenvolvimento de projetos eólicos, incluindo a previsão da produção energética anual, o dimensionamento adequado dos sistemas de conversão e armazenamento e a avaliação da viabilidade económica. A representação desta variabilidade através de funções de distribuição de probabilidade permite a quantificação sistemática da frequência de ocorrência de diferentes regimes de vento [1].

A distribuição de *Weibull* de dois parâmetros (W2) tem sido tradicionalmente o modelo probabilístico mais amplamente utilizado para descrever o comportamento estatístico das velocidades do vento. A função densidade de probabilidade de *Weibull* é caracterizada por dois parâmetros: c (parâmetro de escala, relacionado com a velocidade média) e k (parâmetro de forma, relacionado com a variabilidade). A distribuição de *Weibull* apresenta a vantagem da simplicidade, requerendo apenas dois parâmetros a estimar, e da versatilidade na representação de diferentes regimes de vento através da variação dos seus parâmetros [1].

No entanto, investigações recentes e aprofundadas sobre caracterização de ventos *offshore* demonstram que distribuições mais complexas e flexíveis podem proporcionar ajustes significativamente superiores aos dados observados. Estudos comparativos detalhados analisando múltiplas distribuições aplicadas a dados de estações *offshore* revelaram que as distribuições de *Weibull* bimodal (BIW), distribuição *Kappa* (KAP) e distribuição *Wakeby* (WAK) apresentam desempenho superior à distribuição de *Weibull* convencional, com coeficientes de determinação (R^2) substancialmente mais elevados, como é possível constatar na figura 2.2, onde o eixo das abcissas possui os diversos modelos alvos de análise. A distribuição de *Weibull* bimodal revelou-se particularmente adequada para locais onde existem diferentes regimes de vento dominantes ao longo do ano, situação comum em ambientes *offshore* onde a circulação atmosférica apresenta padrões de época distintos. Esta distribuição é formada pela combinação linear de duas distribuições de *Weibull* com parâmetros distintos, permitindo capturar a existência de dois regimes de vento predominantes, melhorando substancialmente a representação estatística em muitas localizações *offshore* [1].

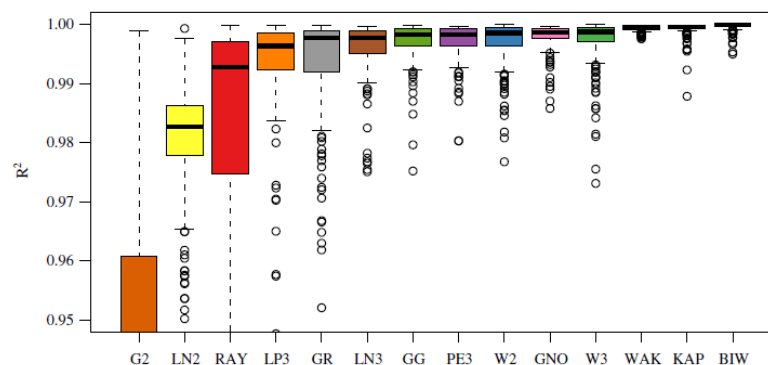


Figura 2.2: Diagramas de caixa dos valores de R^2 para os ajustes de distribuição às amostras da velocidade do vento. Adaptado de [1].

Já as distribuições *Kappa* e *Wakeby*, embora matematicamente mais complexas (quatro e cinco parâmetros respetivamente), demonstraram capacidade superior na modelação de características específicas das distribuições observadas, nomeadamente na representação precisa das caudas da distribuição. A representação adequada das caudas é particularmente relevante para dois aspetos: a estimativa de eventos de vento extremo, críticos para análise estrutural e de segurança, e a previsão da produção energética a velocidades de vento elevadas próximas do *cut-out*, que embora menos frequentes, contribuem significativamente para a produção anual total. A escolha adequada da distribuição probabilística tem implicações económicas diretas e substanciais. Estudos demonstram que a utilização de modelos de distribuição inadequados, que sub-representam ou sobre-representam a frequência de determinadas velocidades de vento, pode resultar em desvios de 5% a 15% nas estimativas de produção energética anual [1].

2.2 Análise técnico-económica das alternativas de integração de eletrolisadores em ambiente *offshore*

O posicionamento do eletrolisador e o modo de operação escolhido para estes são de extrema importância para o valor final do custo de produção de hidrogénio verde a partir de parques eólicos *offshore*, bem como para o custo da eletricidade entregue à rede [5].

2.2.1 Posicionamento dos eletrolisadores

No que respeita ao posicionamento físico dos sistemas de eletrólise, identificam-se três arquiteturas principais de integração. A primeira arquitetura, designada por configuração *onshore*, pressupõe que a totalidade da energia elétrica gerada no parque eólico seja transportada através de um sistema de transmissão de corrente contínua em alta tensão até à costa, onde se encontra instalado um sistema centralizado de eletrólise de grande capacidade, responsável pela produção e compressão do hidrogénio até à pressão requerida para injeção na rede de distribuição de gás.

A segunda arquitetura, denominada configuração *offshore*, consiste na instalação do sistema de eletrólise na própria plataforma central do parque eólico, sendo o eletrolisador alimentado por água do mar previamente tratada através de processos de dessalinização, e o hidrogénio produzido transportado para terra através de gasoduto submarino após compressão adequada [5]. O processo de dessalinização da água do mar representa uma etapa fundamental do sistema de eletrólise *offshore*, uma vez que a remoção de impurezas e de sais permite prolongar a vida útil dos eletrodos, que, de outro modo, sofreriam corrosão de forma muito mais acelerada. A escolha do processo de dessalinização mais adequado, por sua vez, depende de diversos fatores, tais como o consumo de energia, a relação custo-benefício e o impacto ambiental [6].

Por último, a terceira arquitetura, conhecida por configuração *in-turbine*, prevê a instalação de módulos de eletrólise de menor dimensão em cada turbina individual, cada um equipado com o seu

próprio sistema de dessalinização, sendo o hidrogénio produzido nas diversas turbinas transportado através de múltiplos gasodutos até à plataforma central, onde é comprimido e posteriormente enviado para a costa através de um gasoduto principal [5]:

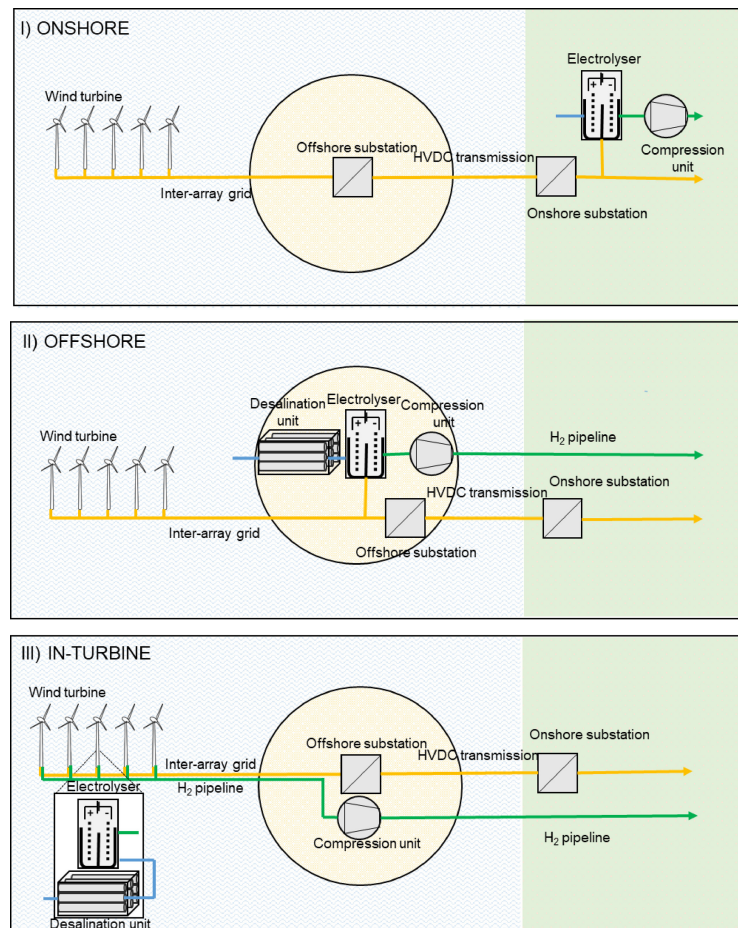


Figura 2.3: Representação esquemática dos diferentes posicionamentos dos eletrolisadores. Adaptado de [5].

2.2.2 Modo de operação dos dispositivos de eletrólise

Relativamente às estratégias de operação dos sistemas de eletrólise, no contexto específico da co-geração simultânea de eletricidade e hidrogénio, surgem dois modos de operação distintos. A primeira estratégia, denominada modo *Hydrogen-driven*, estabelece como prioridade operacional a alimentação do eletrolisador à sua potência nominal, garantindo que a energia elétrica produzida pelo parque eólico satisfaça primeiramente as necessidades do sistema de eletrólise, sendo apenas o excedente energético encaminhado para a rede continental. A segunda estratégia, designada por modo *Electricity-driven*, inverte esta hierarquia de prioridades, destinando preferencialmente a energia produzida ao abastecimento da procura elétrica na rede, utilizando o sistema de eletrólise apenas para aproveitar eventuais excedentes de produção [5].

Esta distinção fundamental implica perfis de alimentação significativamente diferentes para os eletrolisadores, sendo que a operação em modo *Hydrogen-driven* garante sistematicamente um fator de utilização superior do equipamento de eletrólise quando comparada com a operação em modo *Electricity-driven*, aspeto particularmente relevante dado que o fator de utilização do eletrolisador exerce influência direta e substancial sobre o custo nivelado do hidrogénio produzido [5].

O contexto da operação de eletrolisadores permite distinguir duas formas de arranque com comportamentos operacionais distintos: o arranque em vazio e o arranque em quente. O arranque em vazio corresponde ao início de funcionamento a partir do estado em que o eletrolisador se encontra desligado, exigindo, portanto, que o sistema percorra toda a fase de aquecimento até alcançar condições adequadas de produção. Esta transição é frequentemente designada por *cold start* e costuma ter uma duração de cerca de 60 minutos [7].

O arranque em quente, por sua vez, ocorre a partir do estado de *standby*, em que o eletrolisador já se encontra aquecido e mais próximo das condições nominais de operação. Nesta situação, a passagem para produção é significativamente mais rápida, tendo uma duração de cerca de 10 a 15 minutos. Esta diferença temporal traduz-se numa resposta mais ágil do sistema quando há necessidade de retomar a produção num curto espaço de tempo [7].

Do ponto de vista operacional, o arranque em quente apresenta como principal vantagem a rapidez de resposta, favorecendo a adaptação a flutuações na disponibilidade de potência renovável. Contudo, essa agilidade tem um custo energético associado à manutenção do equipamento em *standby*, o que implica consumo adicional para pré-aquecimento e pode conduzir ao desperdício de energia quando o sistema permanece inativo durante períodos prolongados. Já o arranque em vazio evita esse consumo contínuo de manutenção térmica, sendo energeticamente mais económico durante os períodos sem produção. Em contrapartida, exige um tempo de arranque substancialmente maior, o que limita a sua adequação a cenários que requerem resposta rápida [7].

2.2.3 Análise técnico-económica

A análise técnico-económica desenvolvida por Singlítico [5] demonstra que as três tecnologias de eletrólise analisadas no capítulo 4.1 apresentam competitividade económica comparável, verificando-se apenas uma ligeira vantagem económica da tecnologia alcalina relativamente à tecnologia PEM. Relativamente à localização física dos sistemas de eletrólise, a análise económica revela que a implementação *offshore* conduz aos menores custos de produção quando comparada com as outras alternativas. Contudo, é importante referir que, no que diz respeito à produção de hidrogénio através da eletrólise da água do mar, apesar da necessidade teórica de 9 litros de água por quilograma de hidrogénio produzido, o consumo real poderá ser superior devido a fatores como pré-tratamento, purificação, dessalinização e refrigeração [8].

No que diz respeito ao modo operacional, o regime *Hydrogen-driven* proporciona o custo de hidrogénio mais reduzido, atingindo aproximadamente 2,40 €/kg em ambiente *offshore*, valor economicamente competitivo face aos custos atuais do hidrogénio azul e cinzento, produzidos respetivamente através de processos com emissões reduzidas, embora não nulas, e com emissões

elevadas de dióxido de carbono. Adicionalmente, quando o sistema de eletrólise opera segundo o modo *Electricity-driven*, o LCOE sofre uma redução de aproximadamente 13 % relativamente ao custo obtido na ausência de qualquer sistema de eletrólise instalado [5].

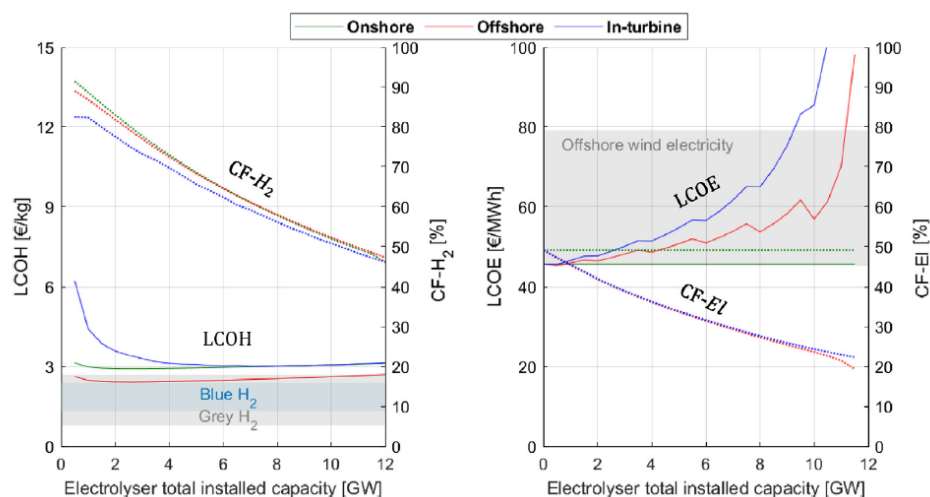


Figura 2.4: LCOH e LCOE para o modo de operação *Hydrogen-driven*. Adaptado de [5].

Conclui-se assim que a produção de hidrogénio por eletrólise integrada em parques eólicos *offshore* não apenas demonstra viabilidade técnica robusta, como constitui uma solução particularmente atrativa tanto do ponto de vista económico como ambiental [5].

Capítulo 3

Modelação e controlo do sistema eletromecânico e do conversor AC/DC

3.1 A conversão da velocidade do vento em potência mecânica

A conversão da energia cinética contida no vento em potência mecânica constitui o primeiro estágio do processo de produção de hidrogénio baseado em energia eólica. Esta conversão é baseada em vários princípios aerodinâmicos e depende de múltiplos parâmetros de design e operacionais da turbina eólica. A compreensão profunda dos mecanismos de conversão aerodinâmica e dos parâmetros que a influenciam é essencial para maximização da potência extraída, sendo esta dada pela seguinte expressão [3], [4]:

$$P_{mec} = C_p \frac{1}{2} \rho A v^3, \quad (3.1)$$

onde:

- C_p representa o coeficiente de potência da turbina;
- ρ representa a densidade do ar;
- A representa a área varrida pela turbina;
- v representa a velocidade do vento incidente na turbina.

3.1.1 Tip Speed Ratio e coeficiente de potência

O *Tip Speed Ratio* (λ) constitui um dos parâmetros mais fundamentais na análise de desempenho aerodinâmico de turbinas eólicas, sendo definido da seguinte forma:

$$\lambda = \frac{\omega r}{v}, \quad (3.2)$$

onde ω representa a velocidade angular do rotor da turbina e r representa o raio da turbina.

O TSR determina os ângulos de ataque efetivos ao longo da pá, sendo que, para cada combinação de geometria de pá e condições de operação existe um valor ótimo de TSR que maximiza a eficiência da conversão aerodinâmica, assim como é possível observar na figura 3.1 [3], [4], [9]:

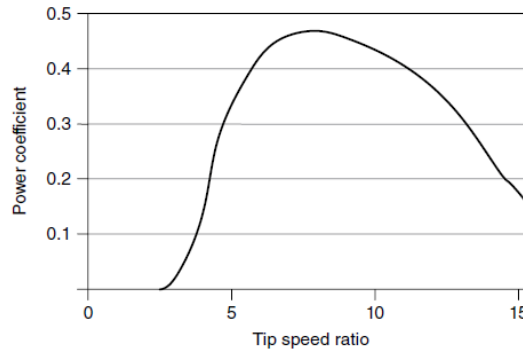


Figura 3.1: Ilustração da curva Coeficiente de Potência/Tip-Speed Ratio (C_p/λ). Adaptado de [3].

O coeficiente de potência (C_p) quantifica a eficiência da conversão da energia cinética do vento em potência mecânica, sendo definido como a razão entre a potência mecânica extraída pelo rotor e a potência disponível no vento que atravessa a área varrida. A teoria de *Betz*, baseada em princípios de conservação de momento e energia em escoamentos ideais, estabelece um limite termodinâmico superior para o coeficiente de potência de aproximadamente 0,593 (59,3%). Este limite fundamental implica que mesmo uma turbina ideal apenas pode extrair aproximadamente 59% da energia cinética disponível no vento, sendo o restante inevitavelmente transportado pelo escoamento a jusante. Na prática, turbinas eólicas reais apresentam coeficientes de potência máximos relativamente inferiores ao limite de *Betz*, tipicamente na gama de 0,35 a 0,50 para turbinas modernas de três pás de eixo horizontal. Esta redução deve-se a múltiplas fontes de perdas aerodinâmicas reais que não são consideradas na teoria idealizada de *Betz* [9], [10].

A relação entre C_p e λ apresenta um comportamento característico com um máximo bem definido, como é possível observar na figura 3.1. Para turbinas eólicas modernas de três pás otimizadas, o TSR ótimo situa-se tipicamente na gama de 6 a 8, correspondendo a $C_{p,max}$ entre 0,40 e 0,48. A operação fora deste TSR ótimo resulta em degradação substancial da eficiência de conversão devido a ângulos de ataque inadequados resultando em perda de sustentação ou ocorrência de separação de escoamento. O coeficiente de potência depende não apenas do *tip-speed ratio* mas também do ângulo de *pitch* das pás (β), que define a orientação das pás relativamente ao plano de rotação [3], [4].

3.1.2 Ângulo *pitch* e limites de operação

O controlo do ângulo de *pitch* das pás constitui o principal mecanismo de regulação e limitação da potência em turbinas eólicas modernas de grande porte. Este sistema permite três funções operacionais fundamentais: maximização da extração de energia a velocidades de vento inferiores

à nominal, limitação da potência ao valor nominal da turbina a velocidades elevadas, e paragem segura em condições de vento extremo [3], [4].

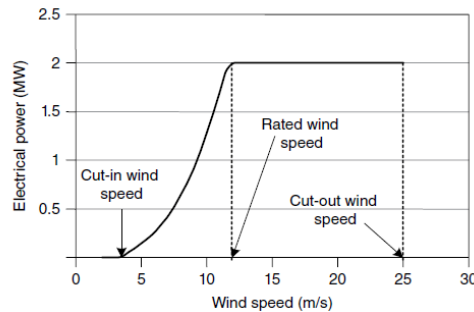


Figura 3.2: Exemplo da curva de potência para uma turbina de 2 MW. Adaptado de [3].

Na figura 3.2, são visíveis várias zonas de operação, a primeira, a qual iremos denominar de região I, representa as situações onde a velocidade do vento é tão baixa que não justifica colocar o aerogerador em funcionamento, sendo as pás colocadas em ângulo de "bandeira" ($\beta \approx 90^\circ$). A velocidade para a qual se tornará economicamente viável a colocação da turbina em operação denomina-se de velocidade de *cut-in* [3], [4], [11].

Na região II, onde a velocidade do vento é superior à velocidade de *cut-in* e inferior à velocidade nominal, o objetivo é maximizar a extração de energia mantendo o *Tip-Speed Ratio* no valor ótimo e consequentemente o coeficiente de potência no máximo. O ângulo de *pitch* é mantido constante no valor ótimo (tipicamente entre 0° e 3°). Quando a velocidade do vento atinge o valor nominal (tipicamente 11-14 m/s para turbinas modernas), a potência extraída atinge a capacidade nominal do gerador e o sistema de controlo transita do modo de maximização de potência para o modo de limitação de potência [3], [4], [11].

Na Região III da figura 3.2, onde se observa uma velocidade acima da velocidade nominal porém inferior à de *cut-out*, o sistema de controlo de *pitch* aumenta progressivamente o ângulo das pás, reduzindo o ângulo de ataque efetivo e consequentemente a sustentação aerodinâmica gerada. Esta redução de C_p permite manter a potência mecânica extraída aproximadamente constante e igual à capacidade nominal, apesar do aumento da velocidade do vento. O controlo é tipicamente implementado através de um controlador PI que atua no ângulo de *pitch* para manter a potência ou velocidade de rotação no valor de referência [3], [4], [11].

Por último, na região IV, onde reunimos velocidades extremamente elevadas (iguais ou superiores à velocidade de *cut-out*), operar a turbina mesmo a potência nominal resultaria em esforços estruturais excessivos comprometendo a integridade estrutural, pelo que o sistema de controlo executa uma paragem controlada da turbina através do posicionamento das pás em ângulo de "bandeira", alinhando-as aproximadamente com a direção do vento e minimizando as forças aerodinâmicas [3], [4], [11].

O controlo de *pitch* oferece vantagens substanciais comparativamente ao controlo passivo por *stall*, utilizado em turbinas mais antigas e em turbinas de menor potência que não justificam o custo do controlo de potência ativa. Este inclui resposta significativamente mais rápida a variações na

velocidade do vento, melhor facilidade de controlo e precisão na regulação de potência, redução de cargas mecânicas durante eventos de rajada através de atuação ativa, capacidade de paragem ativa redundante para segurança e possibilidade de otimização de desempenho através de ajuste de parâmetros de controlo. Para aplicações de produção de hidrogénio por eletrólise, o controlo de *pitch* proporciona benefícios adicionais específicos, nomeadamente limitação controlada de taxas de variação de potência para proteção do eletrolisador durante ventos de curta-duração e a capacidade de reduzir intencionalmente a produção quando a capacidade de produção de hidrogénio ou armazenamento está saturada [3], [4], [11].

3.2 Conversão de energia mecânica em energia elétrica

A conversão eficiente da energia mecânica de rotação disponível no veio da turbina eólica em energia elétrica adequada para alimentação do eletrolisador constitui um elemento crucial nos sistemas integrados de produção de hidrogénio. A arquitetura do sistema de conversão, incluindo a tipologia do gerador elétrico e a topologia dos conversores eletrónicos de potência, determina não apenas a eficiência energética global mas também a qualidade da potência fornecida, a capacidade de resposta dinâmica, a fiabilidade operacional e os custos de capital e manutenção [3], [12], [13].

3.2.1 Gerador de indução em gaiola de esquilo (SCIG)

O gerador de indução em gaiola de esquilo é o conceito mais antigo e robusto utilizado em turbinas eólicas, baseado num estator trifásico convencional e num rotor em gaiola curto-circuitado, sem escovas nem anéis coletores, o que lhe confere simplicidade construtiva e elevada fiabilidade mecânica em ambiente *offshore*. Em termos eletromagnéticos, funciona como máquina assíncrona cuja velocidade é ligeiramente superior à síncrona, com escorregamento (*slip*) reduzido. Historicamente foi usado em configurações de velocidade fixa ligadas diretamente à rede (figura 3.3), mas em aplicações modernas de produção de hidrogénio interessa sobretudo em combinação com conversores de potência de escala completa, que permitem operar o gerador em ampla gama de velocidades, compensar a potência reativa e fornecer ao barramento DC uma potência controlada e de boa qualidade (figura 3.3) [3], [12], [13].

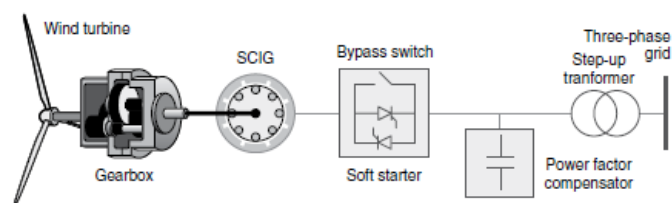


Figura 3.3: Type I. Adaptado de [3].

3.2.2 Gerador de indução duplamente alimentado (DFIG)

O gerador de indução duplamente alimentado, por sua vez, utiliza um rotor bobinado ligado a conversores eletrônicos enquanto o estator permanece diretamente ligado à rede, o que lhe confere a designação de duplamente alimentado. A possibilidade de injetar ou extrair potência no circuito através de um conversor de potência parcial permite controlar de forma independente a potência ativa e reativa da máquina, ao mesmo tempo que mantém o fluxo de potência principal pelo estator, o que reduz o dimensionamento do conversor relativamente às soluções de escala completa. Esta arquitetura, típica da chamada configuração *Type III* (figura 3.4), explica a enorme difusão industrial do DFIG em parques eólicos, incluindo numerosos projetos *offshore*, dado o compromisso favorável entre custo do conversor, gama útil de velocidade variável e capacidade de suporte à rede, contudo, a presença de escovas e anéis coletores no rotor e a sensibilidade a falhas de rede, que exigem sistemas de proteção adicionais, constituem desvantagens relevantes quando se pretende maximizar a fiabilidade em ambientes marítimos agressivos [3], [12], [13].

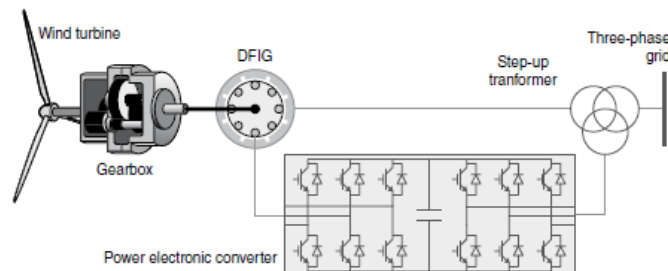


Figura 3.4: *Type III*. Adaptado de [3].

3.2.3 Geradores síncronos

Os geradores síncronos representam a alternativa mais atual para turbinas eólicas de grande porte, destacando-se os geradores síncronos de rotor bobinado (*Wound Rotor Synchronous Generator* - WRSG) e, sobretudo, os de ímãs permanentes (*Permanent Magnet Synchronous Machine* - PMSM). No primeiro caso, a excitação é fornecida por enrolamentos no rotor alimentados através de anéis coletores, o que permite regular o fluxo magnético e, conseqüentemente, a potência reativa, contudo, introduz elementos de desgaste adicionais e perdas no rotor que penalizam ligeiramente a eficiência. No segundo caso, os geradores síncronos de ímãs permanentes utilizam materiais magnéticos de elevada densidade energética, eliminando completamente as perdas de excitação e a necessidade de escovas, o que resulta em eficiências globais superiores, maior densidade de potência e elevada fiabilidade, características particularmente importantes em turbinas *offshore* de acionamento direto, onde o gerador é acoplado diretamente ao rotor sem caixa multiplicadora. Em ambos os casos, a operação requer conversores de potência de escala completa, que separam eletricamente o gerador da rede e permitem controlar completamente a velocidade, o binário e o perfil de potência entregue ao barramento DC que alimenta o sistema de eletrólise,

tornando esta combinação especialmente atrativa para sistemas de produção de hidrogénio a partir de energia eólica [3], [12], [13].

3.3 Caracterização dos diferentes tipos de algoritmos MPPT

Os algoritmos de *Maximum Power Point Tracking* (MPPT) constituem elementos fundamentais em turbinas eólicas de velocidade variável, sendo responsáveis por garantir que a turbina opera continuamente no ponto de máxima eficiência aerodinâmica possível para cada velocidade de vento. A implementação eficaz do MPPT é de extrema importância para a maximização da energia anual capturada [4].

3.3.1 MPPT baseado na curva de potência da turbina

Esta estratégia representa a abordagem mais direta e intuitiva para implementação de MPPT, baseando-se na utilização da curva de potência ótima fornecida pelo fabricante da turbina ou obtida experimentalmente, que define a potência máxima extraível em função da velocidade do vento. O algoritmo opera através da medição em tempo real da velocidade do vento através de anemómetros instalados na *nacelle* (local que abriga os componentes cruciais da turbina) ou numa torre meteorológica dedicada. De acordo com o perfil MPPT fornecido pelo fabricante, a referência de potência é gerada e enviada para o sistema de controlo do gerador, que compara a referência de potência com a medida no gerador para produzir os sinais de controlo de potência para os conversores [4].

Na seguinte figura é ilustrado um diagrama simples de blocos de controlo do método em análise:

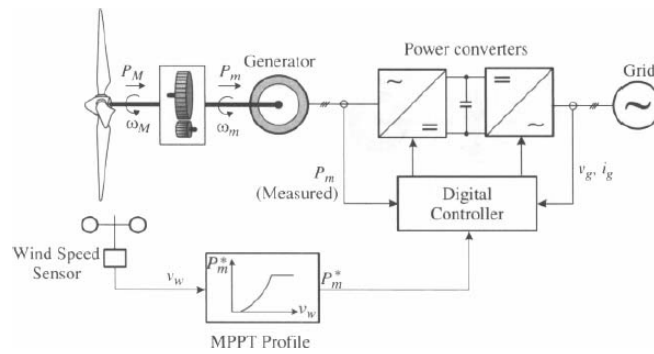


Figura 3.5: Controlo de potência máxima com o perfil de potência da turbina eólica. Adaptado de [4].

As vantagens desta abordagem incluem a simplicidade conceptual, facilidade de implementação e compreensão, precisão potencialmente elevada quando a curva de potência é bem caracterizada e capacidade de incorporar limitações específicas da turbina em diferentes condições operacionais. Contudo, as limitações significativas incluem a dependência crítica de sensores de vento que estão sujeitos a falhas, requerem calibração periódica e apresentam custos de manutenção elevados especialmente em ambiente *offshore*, a sensibilidade a efeitos de esteira em parques

eólicos onde a velocidade de vento medida não representa adequadamente o vento incidente, a variabilidade da curva de potência com condições atmosféricas (densidade do ar, turbulência) não capturadas apenas pela medição de velocidade e, por fim, os atrasos dinâmicos introduzidos pelo tempo de resposta dos anemómetros (da ordem de 1-2 segundos) [4].

3.3.2 MPPT com controlo do *Tip-Speed Ratio* ótimo

Esta metodologia explora diretamente a relação fundamental entre o TSR e a eficiência aerodinâmica. Para cada turbina específica, existe um valor ótimo de TSR (λ_{opt}) que maximiza o coeficiente de potência. O algoritmo de controlo mede a velocidade do vento (v) e calcula a velocidade angular ótima (ω_{opt}):

$$\omega_{opt} = \frac{\lambda_{opt} v}{r} \quad (3.3)$$

Assim, controla-se a velocidade do gerador para seguir a velocidade angular ótima. O controlo de velocidade é tipicamente implementado através de controlo vetorial (*Field-Oriented Control*) do gerador, utilizando um controlador PI em cascata [4], [11].

Em seguida, na figura 3.6, é possível observar o diagrama de blocos do controlo em causa:

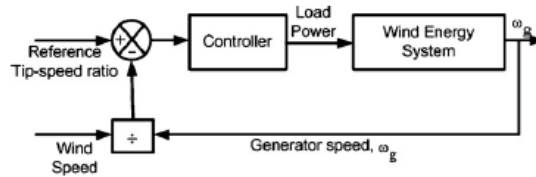


Figura 3.6: Diagrama de blocos do controlo do *Tip-Speed Ratio*. Adaptado de [14].

Esta estratégia oferece vantagens como não requerer conhecimento detalhado da curva de potência completa da turbina (apenas do TSR ótimo), resposta dinâmica potencialmente mais rápida através de controlo direto de velocidade e possibilidade de compensação de variações de densidade do ar através de medição de pressão e temperatura. As limitações, contudo, permanecem significativas, nomeadamente dependência de medição precisa da velocidade do vento, vulnerabilidade a efeitos de esteira, e sensibilidade a variações do λ_{opt} real com condições de operação [4], [11].

3.3.3 MPPT com controlo do binário ótimo

Por último, o controlo de binário ótimo representa uma evolução metodológica crucial, eliminando completamente a dependência de medições de velocidade de vento. Esta estratégia baseia-se na observação fundamental de que, no ponto de operação ótimo, existe uma relação quadrática entre o binário e a velocidade de rotação, expressa por:

$$T_{opt} = K_{opt} \omega^2 \quad (3.4)$$

Onde o coeficiente do binário ótimo (K_{opt}) pode ser obtido através de parâmetros nominais da turbina, segundo a seguinte expressão [4], [14]:

$$K_{opt} = \frac{1}{2} \rho \pi r^5 \frac{C_{p,max}}{\lambda_{opt}^3} \quad (3.5)$$

Como referido anteriormente, a implementação prática envolve determinação de K_{opt} com base em parâmetros nominais da turbina (R , $C_{p,max}$, λ_{opt}) e condições atmosféricas (ρ), além disso é necessário a medição em tempo real apenas da velocidade angular do gerador, cálculo da referência de binário através da equação 3.4 e controlo do binário do gerador através de controlo vetorial de corrente, sem necessidade de calcular em qualquer momento o binário aplicado no gerador. Em seguida, na figura 3.7 é representado o diagrama de blocos do controlo em análise nesta secção [4], [14].

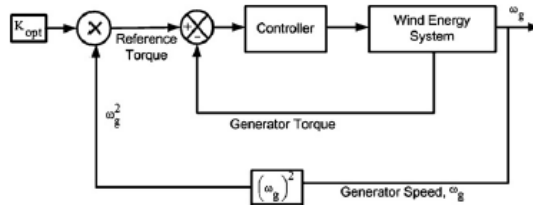


Figura 3.7: Diagrama de blocos do controlo do torque ótimo. Adaptado de [14].

Esta estratégia apresenta vantagens importantes em relação aos outros métodos de controlo enunciados neste capítulo, sendo estas o aumento de fiabilidade pela eliminação de um componente sujeito a falhas frequentes e a eliminação de necessidades de calibração periódica particularmente dispendiosas em ambiente *offshore*. Oferece também robustez operacional através de imunidade a efeitos de esteira em parques eólicos, insensibilidade a variações de curto prazo na densidade do ar e operação consistente independentemente de condições atmosféricas. A simplicidade de implementação é outra vantagem, requerendo apenas um sensor de velocidade angular, um algoritmo de controlo simples com baixos requisitos computacionais (normalmente o ZDC) e, por último, o facto de possuir uma grande facilidade de integração com sistemas de controlo existentes. Além disso, é adequado para a integração com eletrolisadores, uma vez que possui facilidade de implementação de limitação de potência para proteção dos mesmos através da saturação do torque de referência [4], [14].

As limitações desta estratégia são relativamente menores, incluindo a sensibilidade do parâmetro K_{opt} , a variações sazonais de densidade do ar (compensável através de medição de pressão e temperatura), a necessidade de conhecimento razoavelmente preciso dos parâmetros $C_{p,max}$ e λ_{opt} da turbina específica e a possibilidade de operação ligeiramente inferior ao nível ótimo se as características aerodinâmicas reais se desviarem significativamente dos valores nominais [4], [14].

3.4 Caracterização de diferentes topologias de conversão AC/DC para alimentação de eletrolisadores

A conversão eletrônica de potência entre a rede de média tensão e o conjunto de eletrolisadores é um elemento determinante num sistema de produção de hidrogénio em grande escala, porque é responsável por transformar tensões típicas entre 6,6 e 35 kV em correntes contínuas de vários quiloamperes, garantindo simultaneamente um fator de potência elevado e um rendimento global superior a 94%. Nesta arquitetura, o conversor deve ainda ser capaz de acompanhar a evolução das características elétricas do eletrolisador ao longo do seu ciclo de vida, mantendo a corrente dentro dos limites especificados e limitando a ondulação a valores inferiores a cerca de 5%, de forma a minimizar perdas adicionais e fenómenos de degradação acelerada na célula [15].

3.4.1 Retificador comandado por tiristores de 12-pulsos (12-TR)

Historicamente, a solução predominante em instalações de alta potência tem sido o retificador comandado por tiristores, construído com pontes de seis ou doze pulsos alimentadas por transformador de baixa frequência, que permitem regular a tensão média em corrente contínua através do ângulo de disparo. Contudo, a regulação por ângulo implica operar frequentemente com valores elevados em regime de carga parcial, provocando uma forma de onda de corrente fortemente distorcida e um fator de potência reduzido no lado de corrente alternada, o que obriga ao uso de filtros harmónicos e sistemas de compensação de potência reativa, aumentando o custo e a complexidade globais [15].

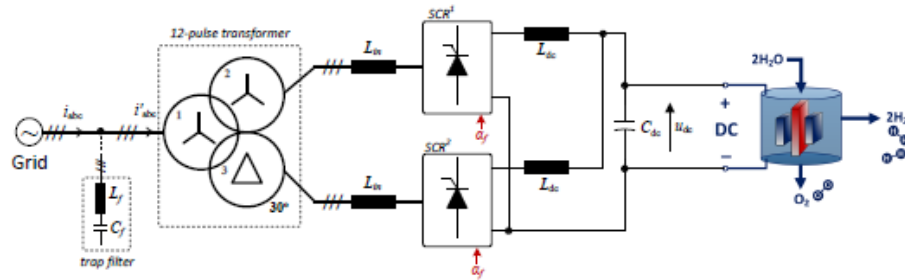


Figura 3.8: Diagrama do circuito do retificador comandado por tiristores de 12-pulsos. Adaptado de [15].

3.4.2 Retificador comandado de díodos de 12-pulsos com *Chopper* multi-fase (12-DRMC)

Uma forma de melhorar a qualidade de energia do lado AC, através da redução do conteúdo harmónico proporcionada pela configuração de 12 pulsos, e simultaneamente simplificar os componentes de regulação, mantendo ainda assim a robustez das soluções tradicionais de alta potência, consiste em separar a função de retificação da função de regulação de corrente através da combinação de um retificador com um *chopper* em corrente contínua do tipo *buck*. Nesta configuração,

o retificador gera uma tensão quase fixa no barramento de corrente contínua, enquanto o *chopper* ajusta a corrente fornecida ao eletrolisador em toda a gama de operação. Com esta abordagem obtém-se um balanço favorável entre robustez e qualidade de energia, onde a tensão em corrente contínua pode ser regulada com precisão, o fator de potência e a forma de onda de corrente no lado de alimentação melhoram significativamente relativamente aos retificadores referidos anteriormente [15].

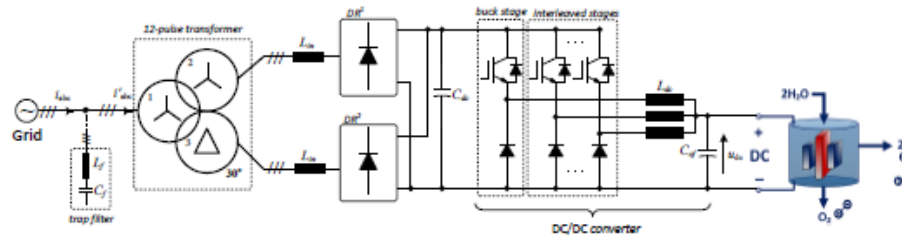


Figura 3.9: Diagrama do circuito do retificador comandado por diodos de 12-pulsos com *Chopper*. Adaptado de [15].

3.4.3 Retificador ativo de entrada (AFE)

Outra família de soluções assenta em retificadores ativos de entrada com pontes trifásicas de semicondutores comutados em alta frequência, que regulam diretamente a forma de onda da corrente de entrada. Estes conversores, operando em modo de fonte de corrente ou de fonte de tensão, conseguem impor correntes praticamente sinusoidais e em fase com a tensão da rede, alcançando fatores de potência muito próximos da unidade e níveis de distorção harmónica compatíveis com as normas internacionais sem necessidade de filtros passivos volumosos. Além disso, permitem controlar com grande flexibilidade a tensão e a corrente no lado de corrente contínua, o que é vantajoso quando se pretende explorar gamas alargadas de funcionamento do eletrolisador. Em contrapartida, esta flexibilidade confere um aumento da complexidade do sistema de controlo e do custo da eletrónica de potência por unidade de potência instalada, o que exige uma análise cuidada do compromisso custo-desempenho para cada caso de estudo [15], [16].

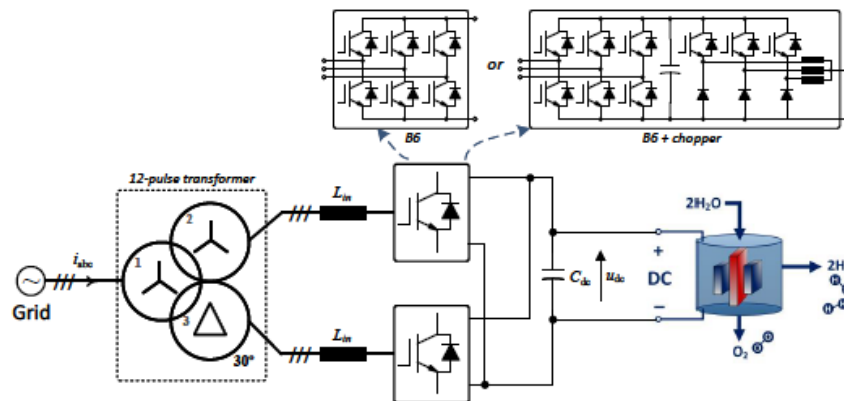


Figura 3.10: Diagrama do circuito do retificador ativo de entrada. Adaptado de [15].

3.5 Modelação no Matlab

3.5.1 Turbina

O modelo de turbina utilizado foi o *Enercon E-82 E2 2000*, cujos parâmetros se apresentam na tabela seguinte.

Tabela 3.1: Parâmetros do modelo de turbina utilizado.

Potência Nominal	2 MW
Velocidade de <i>Cut-in</i>	2 m/s
Velocidade nominal	12,5 m/s
Velocidade de <i>Cut-out</i>	34 m/s
Diâmetro	82 m
Área varrida	5281 m ²
Número de pás	3
Velocidade máxima do rotor	18 rpm

A simulação deste modelo foi realizada com o auxílio do bloco *Wind Turbine (Mechanical)*, sendo que, este bloco tem a particularidade de não possuir a opção de definir diretamente a potência nominal da turbina.

3.5.1.1 Definição da potência nominal

Na equação 3.1 é possível observar a relação entre a potência mecânica gerada pela turbina e a potência do vento incidente. Para uma potência gerada de 2 MW, a velocidade nominal é de 12,5 m/s e o coeficiente de potência assume o seu valor máximo de 0,41, pelo que o raio da turbina constitui o único parâmetro disponível para escalar a potência. Realizando os cálculos, obtém-se um raio de 36,03 m, valor substancialmente inferior ao raio real da turbina do modelo em análise.

3.5.1.2 Ângulo *Pitch*

No que diz respeito ao ângulo de *pitch*, este será mantido a 0°, uma vez que a gama de velocidades de vento analisada não excede o valor mínimo de 2 m/s nem o valor máximo de 12,5 m/s, não existindo, portanto, motivo para alterar o ângulo das pás, dado que a potência elétrica produzida não excederá o valor nominal.

3.5.1.3 Coeficiente de potência

Embora a *datasheet* do modelo forneça a curva do coeficiente de potência, o bloco utilizado requer uma matriz do coeficiente de potência em função dos valores de TSR e β . Uma vez que os vetores de TSR e β foram mantidos iguais aos sugeridos pelo bloco, é necessário apenas calcular os valores de C_p . Existem várias formulações para o cálculo de C_p ; neste trabalho, o mesmo é definido pela seguinte expressão [17]:

$$C_p(\lambda, \beta) = 0,5 \left(116 \frac{1}{\lambda_i} - 0,4\beta - 5 \right) e^{-\frac{21}{\lambda_i}} \quad (3.6)$$

sendo que λ_i é obtido com base na seguinte equação [17]:

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0,08\beta} - \frac{0,035}{1 + \beta^3} \quad (3.7)$$

A figura seguinte apresenta a representação gráfica da matriz calculada:

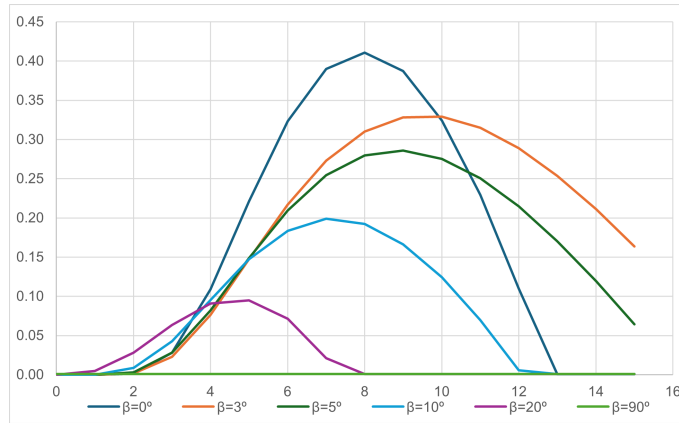


Figura 3.11: Gráfico do coeficiente de potência em função de λ e β .

3.5.2 Gerador PMSG

Analisando de forma profunda as topologias apresentadas na secção 3.2, o gerador síncrono de ímanes permanentes destaca-se como a opção mais adequada ao contexto em estudo, uma vez que permite a eliminação da caixa multiplicadora, não possui escovas e apresenta uma maior eficiência. O bloco PMSM, cujos parâmetros se encontram na seguinte tabela, foi utilizado para realizar a simulação do modelo adotado.

Tabela 3.2: Gerador síncrono de ímanes permanentes, 2 MW, 690 V, 9,75 Hz, de polos não salientes. Adaptado de [4].

Potência mecânica nominal	2 MW
Potência aparente nominal	2,24 MVA
Tensão composta nominal	690 V (rms)
Tensão simples nominal	398,4 V (rms)
Corrente nominal no estator	1867 A (rms)
Frequência nominal no estator	9,75 Hz
Coefficiente de potência nominal	0.8921
Velocidade nominal no rotor	22.5 rpm
Número de pares de polos	26
Torque mecânico nominal	848,826 kN · m
Fluxo de ligação nominal do rotor	5,8264 Wb (rms)
Resistência no estator	0,821 mΩ
Indutância síncrona do eixo d	1,5731 mH
Indutância síncrona do eixo q	1,5731 mH
Fluxo de ligação base	6,5029 Wb
Impedância base	0.2121 Ω
Indutância base	3,46 mH
Capacitância base	76865 μF

3.5.2.1 Construção do gerador

No que diz respeito à construção do motor, a definição do ângulo inicial do rotor, θ_r , é de grande importância para a execução de forma correta do algoritmo MPPT. O parâmetro correspondente no bloco foi definido como *Angle between the a-phase magnetic axis and the q-axis*, com o ângulo inicial configurado para 0°, garantindo que o eixo q se encontra alinhado com a fase A e com os fluxos dos ímanes permanentes. A figura seguinte representa a construção de um motor semelhante ao utilizado:

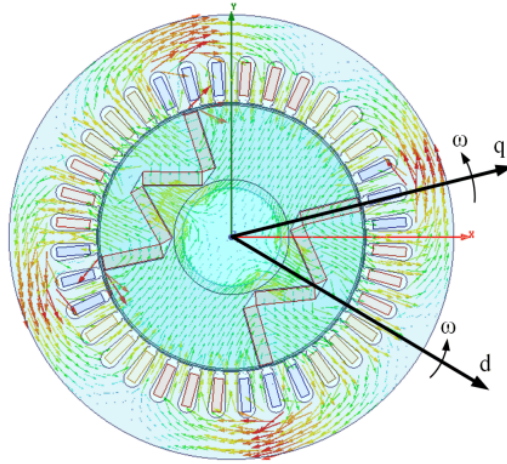


Figura 3.12: Representação do alinhamento do eixo d e q sobre o rotor. Adaptado de [18].

Com base em [Kundur, 19], são apresentadas de seguida as equações em que o bloco se baseia para realizar a simulação do modelo:

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{d\lambda_a}{dt} \\ \frac{d\lambda_b}{dt} \\ \frac{d\lambda_c}{dt} \end{bmatrix}, \quad (3.8)$$

onde:

- v_a, v_b e v_c são as tensões de cada uma das fases nos enrolamentos do estator;
- R_s é a resistência equivalente em cada um dos enrolamentos do estator;
- i_a, i_b e i_c são as correntes que transitam em cada um dos enrolamentos do estator;
- $\frac{d\lambda_a}{dt}, \frac{d\lambda_b}{dt}$ e $\frac{d\lambda_c}{dt}$ são as taxas de variação do fluxo magnético em cada um dos enrolamentos.

O fluxo de ligação total é obtido através do seguinte sistema de matrizes:

$$\begin{bmatrix} \lambda_a \\ \lambda_b \\ \lambda_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix}, \quad (3.9)$$

onde:

- λ_a, λ_b e λ_c são fluxos de ligação totais de cada enrolamento do estator;
- L_{aa}, L_{bb} e L_{cc} são as auto-indutâncias dos enrolamentos do estator;
- L_{ab}, L_{ac}, L_{ba} , entre outros, são as indutâncias mútuas dos enrolamentos do estator;

- λ_{ar} , λ_{br} e λ_{cr} são os fluxos magnéticos de ligação permanente dos enrolamentos do estator.

As indutâncias nos enrolamentos do estator são diretamente influenciadas pelo ângulo elétrico do rotor, o qual depende do ângulo mecânico do mesmo, conforme expresso em:

$$\theta_e = P\theta_r + Rotor\ Offset, \quad (3.10)$$

onde:

- θ_e representa o ângulo elétrico do rotor;
- P representa o número de par de polos;
- θ_r representa o ângulo mecânico do rotor;
- *Rotor Offset* representa o ângulo inicial, sendo neste caso 0° .

Por último, os fluxos de ligação do motor são obtidos através do sistema de matrizes 3.11. O valor referente à fase *A* atinge o seu máximo quando o ângulo elétrico é 0° e o seu mínimo quando o ângulo elétrico toma o valor de 90° .

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_r \cos(\theta_e) \\ \lambda_r \cos(\theta_e - 2\pi/3) \\ \lambda_r \cos(\theta_e + 2\pi/3) \end{bmatrix}, \quad (3.11)$$

onde λ_r representa o fluxo magnético de ligação permanente.

3.5.2.2 Transformada de Park

A transformada de *Park* é habitualmente utilizada na análise de máquinas síncronas e de indução. Esta abordagem permite transformar um conjunto de equações associadas a uma máquina elétrica, inicialmente dependentes do tempo, numa formulação equivalente independente do tempo [20, 21].

Aplicando a transformação de *Park* às tensões e correntes nos enrolamentos do estator, é possível convertê-las para a forma *dq0*, independente do ângulo do rotor [22]:

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \\ v_0 \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_e) & \cos(\theta_e - 2\pi/3) & \cos(\theta_e + 2\pi/3) \\ -\sin(\theta_e) & -\sin(\theta_e - 2\pi/3) & -\sin(\theta_e + 2\pi/3) \\ 0,5 & 0,5 & 0,5 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

$$\begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ i_{0s} \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_e) & \cos(\theta_e - 2\pi/3) & \cos(\theta_e + 2\pi/3) \\ -\sin(\theta_e) & -\sin(\theta_e - 2\pi/3) & -\sin(\theta_e + 2\pi/3) \\ 0,5 & 0,5 & 0,5 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix}, \quad (3.13)$$

onde v_d , v_q e v_0 representam as componentes direta, em quadratura e homopolar da tensão e i_{ds} , i_{qs} e i_{0s} as componentes respetivas da corrente.

É assim possível obter as equações que definem o comportamento do bloco, entre as quais se encontra a expressão do binário, a qual é independente do ângulo do rotor [19]:

$$v_d = R_s i_{ds} + L_d \frac{di_{ds}}{dt} - P\omega i_{qs} L_q \quad (3.14)$$

$$v_q = R_s i_{qs} + L_q \frac{di_{qs}}{dt} + P\omega (i_{ds} L_d + \lambda_r) \quad (3.15)$$

$$v_0 = R_s i_0 + L_0 \frac{di_0}{dt} \quad (3.16)$$

$$T = \frac{3}{2} P (i_{qs} (i_{ds} L_d + \lambda_r) - i_{ds} i_{qs} L_q), \quad (3.17)$$

onde:

- ω representa a velocidade rotacional mecânica do rotor;
- L_d representa a indutância do estator no eixo-d;
- L_q representa a indutância do estator no eixo-q.

3.5.3 Algoritmo MPPT

No que diz respeito ao algoritmo *Maximum Power Point Tracking*, optou-se pela implementação do controlo de binário ótimo, uma vez que apresenta baixo custo de manutenção, não requer anemómetro, eliminando possíveis falhas de sensores e, sobretudo, por ser o mais adequado para o cenário em análise.

Grande parte do processo executado por este algoritmo foi abordado em detalhe na secção 3.3.3, faltando apenas descrever como é realizado o controlo representado na figura 3.7.

3.5.3.1 Controlo ZDC

No controlo ZDC, ou *Zero Direct-axis Current*, tal como o nome indica, a corrente no eixo d do estator é mantida a zero, pelo que a corrente do estator é dada apenas pela sua componente do eixo q, conforme expresso em [23]:

$$i_s = \sqrt{i_{ds}^2 + i_{qs}^2} = i_{qs} \text{ para } i_{ds} = 0, \quad (3.18)$$

sendo i_s a corrente no estator.

O binário eletromagnético de um gerador síncrono de ímanes permanentes é dado pela seguinte expressão:

$$T_e = \frac{3}{2} P (\lambda_r i_{qs} - (L_d - L_q) i_{ds} i_{qs}), \quad (3.19)$$

onde T_e representa o binário eletromagnético do PMSG.

Aplicando o controlo ZDC, em que a corrente segundo o eixo direto é nula, a equação anterior pode ser reescrita da seguinte forma:

$$T_e = \frac{3}{2} P \lambda_r i_{qs} = \frac{3}{2} P \lambda_r i_s, \quad (3.20)$$

Em seguida encontra-se a representação em diagrama de blocos do controlo ZDC:

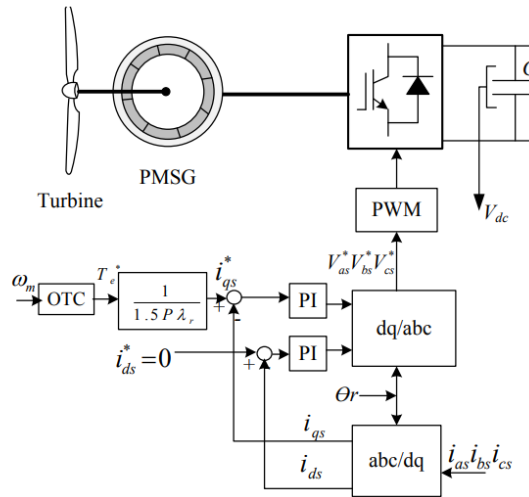


Figura 3.13: Esquema do controlo ZDC. Adaptado de [23].

Como é possível observar na figura 3.13, as correntes fasoriais são transformadas nas componentes de eixo d e eixo q por meio da transformada de *Park*, sendo posteriormente comparadas com os respetivos valores de referência. O valor de referência da corrente do eixo em quadratura é obtido através da resolução da equação 3.20 em ordem a i_{qs} , enquanto o valor de referência da componente direta é zero, conforme referido anteriormente [23].

A diferença entre o valor de referência e o valor real é transmitida a um controlador PI, que a converte nas tensões de referência V_{ds}^* e V_{qs}^* . Estas tensões são posteriormente sujeitas à transformação inversa de *Park*, obtendo-se as tensões fasoriais de referência V_a^* , V_b^* e V_c^* [23].

Por último, estas tensões de referência são utilizadas para gerar os pulsos dos interruptores do conversor retificador, com recurso a modulação por largura de impulso, ou simplesmente PWM [23].

A figura seguinte representa a implementação do controlo ZDC em *Matlab*:

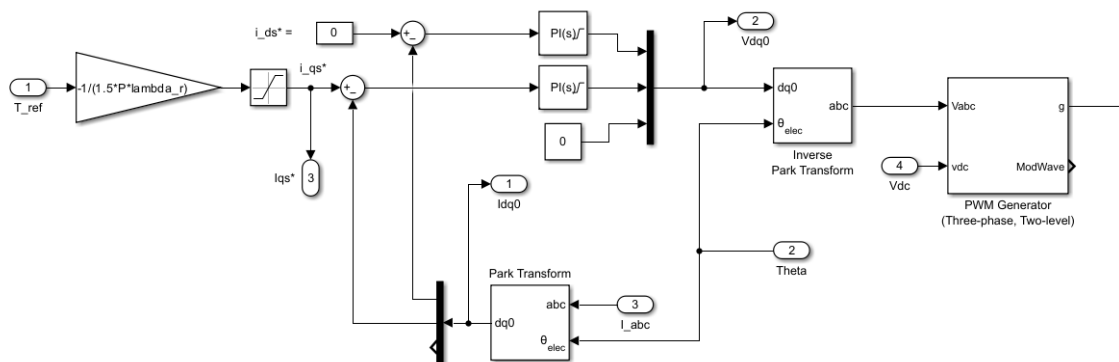


Figura 3.14: Representação do controle ZDC implementado em *Matlab*.

3.5.4 Conversor AC/DC

Com base nas topologias analisadas no subcapítulo anterior, deduziu-se que o retificador AFE seria o mais adequado ao contexto de simulação em causa. No *Matlab*, recorreu-se ao bloco *Converter*, trifásico e de seis pulsos, para a simulação e modelação do conversor, tendo sido selecionados os transístores IGBT, *Insulated Gate Bipolar Transistor*, como dispositivos de comutação. A figura seguinte apresenta a representação interna do bloco do conversor AC/DC utilizado:

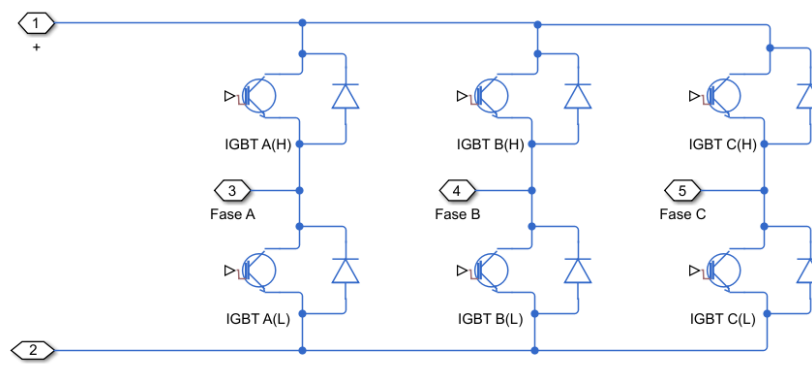


Figura 3.15: Representação interna do bloco *Converter* no *software* de simulação usado.

O controlo das *gates* de cada um dos IGBTs é realizado através da entrada G do conversor, proveniente da saída do bloco de geração PWM presente na figura 3.14. Contudo, dado que a saída do gerador de pulsos e a entrada do conversor não são compatíveis, é necessário separar os seis pulsos gerados pelo bloco PWM, convertendo cada um deles, por meio de um multiplexador de seis pulsos, num sinal físico compatível com o bloco do conversor.

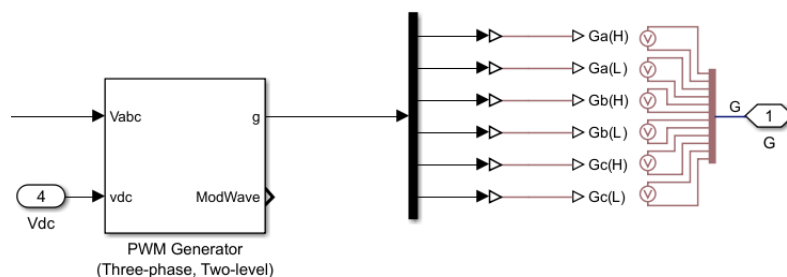


Figura 3.16: Representação do bloco PWM e do respectivo multiplexador.

Por último, como é possível constatar na figura 3.17, foi colocada uma fonte de tensão DC para simular a tensão imposta pelo eletrolisador, tendo em atenção que, de forma a que o inversor realize a conversão de forma correta é necessário que a tensão no barramento DC seja superior à tensão nos terminais do gerador de ímãs permanentes. Sendo assim, tendo em conta que o valor nominal da tensão composta nos terminais do gerador toma o valor de, $690 \times \sqrt{2} = 975,81$ V, considerou-se um valor de 1000 V.

Deste modo, os sistemas da turbina, do controlo e da eletrónica não serão simulados em simultâneo com o sistema de eletrólise, uma vez que a simulação conjunta dos três primeiros sistemas durante um intervalo de tempo alargado exigiria um esforço computacional elevado. Para ultrapassar esta limitação, ficou estabelecido que os sistemas da turbina, do gerador, do controlo e da eletrónica seriam simulados em conjunto durante um intervalo de tempo reduzido, sendo os dados obtidos posteriormente escalados para um intervalo de tempo maior e utilizados na simulação do sistema de eletrólise.

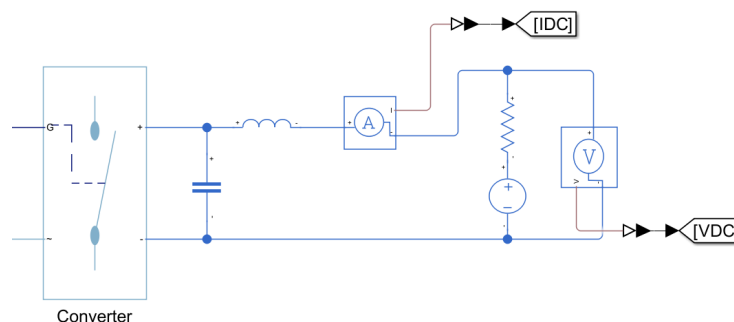


Figura 3.17: Representação do sistema do conversor.

É possível ainda observar na figura 3.17 a presença de um filtro LC, cuja função é suavizar a corrente e a tensão DC fornecidas ao eletrolisador, uma vez que um baixo *ripple* de corrente é um requisito fundamental na operação do eletrolisador. A resistência em série presente no modelo representa a resistência equivalente do eletrolisador e possui um valor de $0,05 \Omega$. A função de transferência do filtro é representada na seguinte expressão:

$$H(s) = \frac{I_{el}(s)}{I_{dc}(s)} = \frac{1}{LCs^2 + \frac{L}{R}s + 1}, \quad (3.21)$$

onde $I_{dc}(s)$ representa a variável de entrada, neste caso a corrente DC, $I_{el}(s)$ representa a variável de saída, sendo neste contexto a corrente no eletrolisador e L, C e R representam os valores da bobina, condensador e resistência, respetivamente.

Foi considerada uma frequência de corte cerca de 10 vezes inferior à frequência de comutação (1 kHz) e um fator de amortecimento de 0,25, sendo assim, os valores considerados para o condensador e para a bobina foram de 10 mF e 158 μ H, respetivamente.

3.6 Conclusões

A análise comparativa das tecnologias de geradores elétricos permitiu concluir que o gerador síncrono de ímanes permanentes constitui a solução mais adequada para integração com sistemas de eletrólise em ambiente *offshore*, devido à sua elevada eficiência em regimes de velocidade variável, ausência de escovas e capacidade de operação sem caixa multiplicadora. Relativamente aos algoritmos MPPT, o controlo do binário ótimo revelou-se o mais indicado para o caso de estudo, por apresentar uma implementação simples e robusta, sem necessidade de medição direta da velocidade do vento. No que respeita às tecnologias de conversão AC/DC, o retificador ativo de entrada (AFE) destaca-se pela qualidade da energia fornecida e pelo controlo independente da potência ativa, justificando a sua adoção no modelo desenvolvido.

A implementação em *MATLAB/Simulink* dos modelos da turbina, do gerador PMSM e do conversor AC/DC, com o respetivo sistema de controlo, confirmou o correto funcionamento de cada subsistema de forma individual, estabelecendo as condições necessárias para a integração com o sistema de eletrólise, abordada no capítulo seguinte.

Capítulo 4

Caracterização e modelação do sistema de eletrólise

4.1 Caracterização dos diferentes tipos de eletrolisadores

Existem vários tipos de eletrolisadores que podem ser usados na produção de hidrogénio por eletrólise da água, cada um com níveis distintos de eficiência e compatibilidade na integração em parques eólicos *offshore*. Neste capítulo serão abordados três tipos distintos de eletrolisadores, que diferem essencialmente no tipo de eletrólito, nos materiais de eléctrodos e nas condições de operação, refletindo-se em respostas dinâmicas distintas, custos específicos diferentes e requisitos diferentes de controlo e manutenção [24], [25], [26].

4.1.1 Eletrolisadores alcalinos

Os eletrolisadores alcalinos possuem o custo mais baixo entre as opções industriais, sendo a tecnologia mais consolidada, tendo sido usados em aplicações industriais durante mais de 100 anos. O seu funcionamento consiste em eléctrodos de níquel ou ligas de níquel imersos em soluções concentradas de hidróxido de potássio, separados por um diafragma que impede a mistura de hidrogénio e oxigénio, enquanto permite o transporte de iões hidróxido. Esta configuração permite uma operação estável em gamas de temperatura moderadas, com uma eficiência a rondar os 60 % com uma vida útil longa embora a resposta a variações rápidas de carga seja limitada e os mecanismos sofram vários tipos de degradação como corrosão, entupimento e envelhecimento do diafragma [24] - [26].

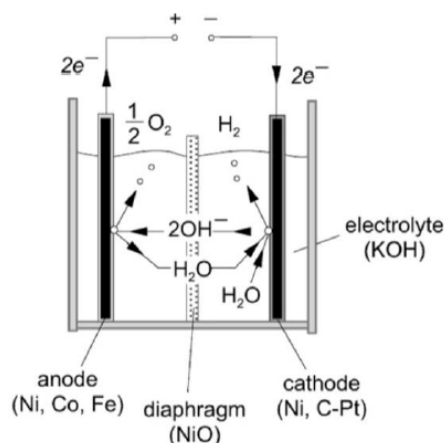


Figura 4.1: Representação conceptual de um AEC. Adaptado de [24].

4.1.2 Eletrolisadores de *proton exchange membrane*

Os eletrolisadores de *proton exchange membrane* constituem uma evolução mais recente, em que uma membrana polimérica condutora de prótons substitui o eletrólito líquido e o diafragma, permitindo um design mais compacto, operação a pressões elevadas e obtenção de hidrogénio com pureza muito elevada. A utilização de catalisadores nobres baseados em platina no cátodo e óxidos de irídio no ânodo, combinada com membranas *perfluorosulfonic*, permite atingir densidades de corrente elevadas, resposta dinâmica de milissegundos e excelente adequação a operação intermitente e perfis de potência variáveis típicos da energia eólica. Contudo, implica custos de investimento mais altos e uma atenção particular à degradação por dissolução de catalisadores, envelhecimento químico e mecânico da membrana e sensibilidade a ondulações de corrente e ciclos de carga frequentes [24] - [26].

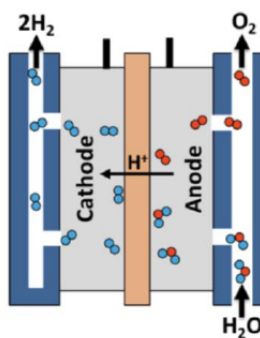


Figura 4.2: Representação conceptual de um PEMEC. Adaptado de [24].

4.1.3 Eletrolisadores de óxido sólido

Os eletrolisadores de óxido sólido representam uma tecnologia emergente que funciona a temperaturas muito elevadas, na ordem dos $790^\circ C$, utilizando eletrólitos cerâmicos condutores de iões óxido e eléctrodos porosos compatíveis com estas temperaturas. O funcionamento em alta

temperatura reduz a fração de energia elétrica necessária para a dissociação da água, abrindo a possibilidade de eficiências elétricas muito elevadas quando existe calor dissipado no processo, mas, em contrapartida, a necessidade de operação quase contínua, a sensibilidade extrema a ciclos térmicos, a fragilidade dos materiais cerâmicos e as taxas de degradação significativamente superiores tornam esta tecnologia, no estado atual, pouco adequada a sistemas fortemente intermitentes como os alimentados por energia eólica *offshore* e ainda longe de uma implementação comercial em larga escala. A célula é constituída por dois compartimentos, ânodo e cátodo, separados por um eletrólito sólido de óxido, como é possível constatar na figura 4.3. Com frequência utiliza-se zircónia estabilizada com óxidos de ítrio e de escândio, embora existam alternativas mais económicas, ainda que com redução de desempenho associada [24] - [26].

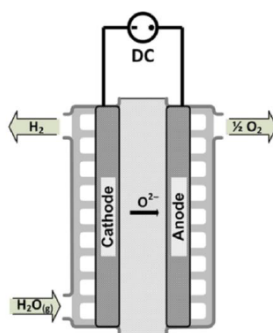


Figura 4.3: Representação conceptual de um SOEC. Adaptado de [24].

4.2 Modelos de simulação referentes à produção de hidrogénio

A produção de hidrogénio por eletrólise exige modelos de simulação capazes de representar, com rigor suficiente, o comportamento eletroquímico, elétrico, térmico, etc... dos eletrolisadores nas condições em que estes interagem com a rede elétrica. Estes modelos são fundamentais para dimensionar sistemas de grande escala, prever a resposta dinâmica a variações de potência e avaliar a eficiência e a durabilidade das diferentes tecnologias ao longo do tempo [24].

4.2.1 Modelos elétricos

Visto que os SOEC não possuem representações elétricas muito bem definidas, só será possível considerar para a etapa de simulação os PEM e AEC. Contudo o principal objetivo deste capítulo é indicar as várias opções que existem para a modelação da eletrólise na produção de hidrogénio, e não indicar os modelos para cada um dos tipos de eletrolisadores [24].

4.2.1.1 Modelo resistivo

O circuito mais simples dos que serão apresentados, em que o eletrolisador é representado por uma fonte de tensão, correspondendo ao potencial reversivo, e uma resistência elétrica em série, que representa as perdas ohmicas. É possível realizar a modelação desta forma uma vez que a

relação entre a tensão e a corrente pode ser considerada constante para maior parte da curva de polarização [24].

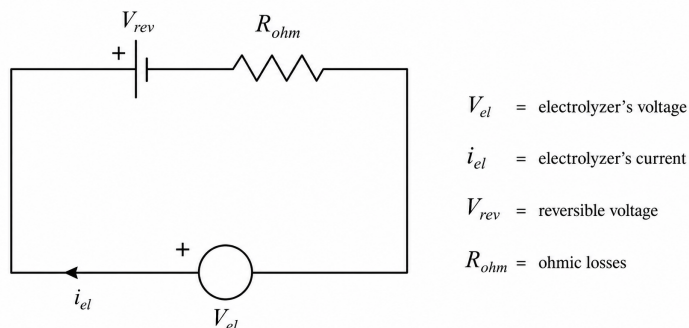


Figura 4.4: Circuito equivalente para um PEM. Adaptado de [24].

Mesmo sendo um modelo relativamente rudimentar, o mesmo possui resultados aceitáveis, contudo, a tensão e a resistência têm de ser obtidos empiricamente a partir da curva de polarização e, uma vez que o modelo negligencia a temperatura e a pressão, estes precisam de ser calculados para cada conjunto de variáveis [24].

4.2.1.2 Modelo dinâmico

A precisão é melhorada quando a dinâmica do sistema é considerada, introduzindo o efeito de *Electrical Double Layer* (EDL), ou simplesmente de camada dupla elétrica, que consiste na existência de um potencial elétrico, mesmo sem o trânsito de corrente, na interface eletrodo-eletrólito. Isto deve-se à absorção de iões na superfície do eletrodo, que é separada do eletrodo por um espaço isolante, sendo modelado por um condensador [24].

O sistema final é constituído pela tensão reversível em série com a resistência que representa as perdas ohmicas que também se encontra em série com o paralelo da resistência de ativação de sobrepotencial com o condensador EDL. Sendo ainda possível elaborar ainda mais o modelo caso de introduzam as perdas de concentração, sendo estas representadas em paralelo ao condensador sobre a forma de outra resistência, assim como é possível observar na figura 4.5 [24]:

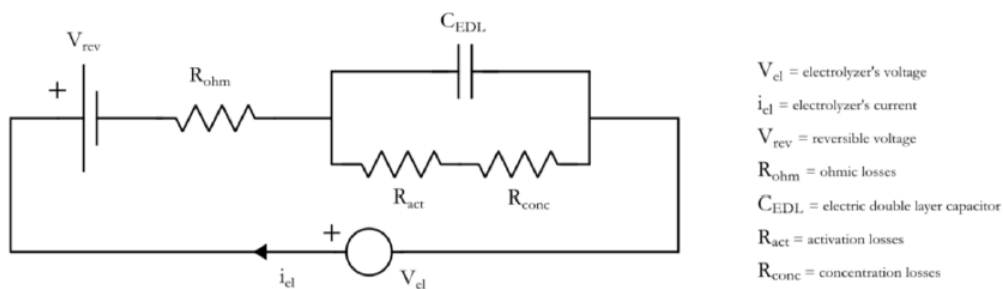


Figura 4.5: Circuito equivalente para um PEM tendo em conta as perdas de concentração. Adaptado de [24].

Por último, as contribuições podem ser divididas nas contribuições do cátodo e do ânodo assim como é apresentado na figura 4.6 [24]:

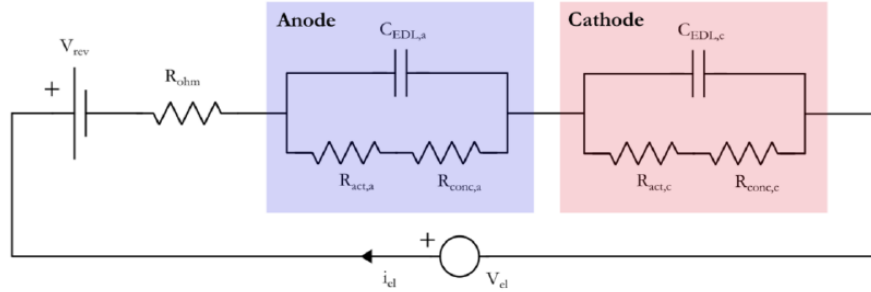


Figura 4.6: Circuito equivalente para um PEM tendo em conta as perdas ohmicas, de ativação e de concentração. Adaptado de [24].

4.2.2 Modelo eletroquímico

O funcionamento de um eletrolisador de água é determinado fundamentalmente pelo potencial elétrico aplicado aos elétrodos, que induz as reações eletroquímicas necessárias à dissociação da molécula de água. Consequentemente, a modelação rigorosa dos diferentes componentes deste potencial elétrico permite alcançar uma compreensão aprofundada da eficiência do sistema e constitui um elemento fundamental para o desenvolvimento de estratégias de controlo adequadas. A tensão da célula do eletrolisador, V_{cell} , é dividida nas seguintes componentes fundamentais, que descrevem as diferentes perdas e irreversibilidades num eletrolisador de água [27]:

$$V_{cell} = V_{rev} + V_{ohm} + V_{act} + V_{con} + V_{bub} \quad (4.1)$$

A tensão total da célula do eletrolisador pode ser decomposta em várias componentes fundamentais, cada uma descrevendo diferentes perdas e irreversibilidades presentes no processo de eletrólise da água. A primeira componente corresponde à tensão reversível (V_{rev}), que descreve o potencial teórico mínimo necessário, do ponto de vista termodinâmico, para que a reação de eletrólise ocorra. A segunda componente, designada por sobretensão óhmica (V_{ohm}), modela a resistência oferecida pela membrana à passagem de corrente elétrica. A terceira componente, denominada sobretensão de ativação (V_{act}), descreve o potencial adicional necessário para iniciar efetivamente as reações eletroquímicas nos elétrodos. A quarta componente, conhecida por sobretensão de concentração (V_{con}), captura a perda de tensão resultante de limitações na transferência de massa e dos gradientes de concentração que se estabelecem tanto no ânodo como no cátodo. Finalmente, a quinta componente, designada por sobretensão de bolhas (V_{bub}), modela as irreversibilidades associadas à formação de bolhas gasosas nos elétrodos e na membrana [27].

4.2.2.1 Potencial reversível

A tensão reversível pode ser tratada, numa primeira aproximação, como uma constante que corresponde ao valor padrão em condições normais de operação (V_0). Contudo, uma modelação mais rigorosa utiliza a equação de Nernst, que introduz a dependência da tensão reversível relativamente à temperatura de operação e às pressões parciais das espécies químicas envolvidas, nomeadamente hidrogénio, oxigénio e água [27]:

$$V_{rev} = V_0 + \frac{RT}{2F} \ln \left(\frac{P_{H_2} P_{O_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \right) \quad (4.2)$$

Onde T representa a temperatura, R a constante universal do gás, F a constante de Faraday e P_{H_2} , P_{O_2} e P_{H_2O} as pressões parciais do hidrogénio, oxigénio e água, respetivamente [27].

O valor padrão da tensão reversível encontra-se frequentemente expresso em função da variação da energia livre de Gibbs da reação, que representa a energia necessária para separar uma molécula de água nos seus componentes gasosos elementares, oxigénio e hidrogénio [27]:

$$V_0 = \frac{\Delta G}{zF} \quad (4.3)$$

Onde z representa o coeficiente estequiométrico, usado para representar o número de trocas de eletrões durante a reação [27].

Existem ainda outros modelos que usam expressões empíricas que tem como base a temperatura para obter o valor padrão da tensão reversível [27].

4.2.2.2 Sobretensão óhmica

A sobretensão óhmica modela as irreversibilidades que resultam da condutividade finita dos componentes da célula de eletrólise. A Lei de Ohm estabelece a relação fundamental entre a corrente que atravessa o eletrolisador e a tensão do mesmo através da resistência elétrica equivalente do sistema (R_{eq}) [27].

$$V_{ohm} = I_{el} R_{eq} \quad (4.4)$$

Embora esta resistência equivalente possa, em princípio, incluir contribuições da resistência elétrica de diversos elementos constituintes da célula, é comum considerar predominantemente a resistência da membrana, uma vez que esta apresenta a condutividade mais reduzida entre todos os componentes. A resistência da membrana descreve fundamentalmente a resistência oferecida ao movimento dos prótons durante a sua travessia através da membrana, dependendo de múltiplos fatores operacionais, nomeadamente a pressão, a temperatura e o conteúdo de água presente na estrutura da membrana. A resistência da membrana pode ser obtida através da expressão 4.5 [27]:

$$R_{mem} = \frac{\delta_{mem}}{\sigma_{mem}} \quad (4.5)$$

Onde δ_{mem} representa a largura da membrana e σ_{mem} a condutividade da mesma [27].

4.2.2.3 Sobretenção de ativação

A sobretenção de ativação representa a queda de tensão necessária para iniciar o processo de transferência de protões, estando diretamente relacionada com a velocidade das reações eletroquímicas. Esta componente pode ser decomposta matematicamente na soma da sobretenção de ativação ocorrida no ânodo ($V_{act,a}$) e da no cátodo ($V_{act,c}$), assim como é possível observar na expressão 4.6 [27]:

$$V_{act} = V_{act,a} + V_{act,c} \quad (4.6)$$

Existem, contudo, várias expressões diferentes propostas em distintas literaturas para determinar a sobretenção de ativação que tanto o ânodo e o cátodo requerem. Em seguida é demonstrada uma dessas sugestões [27]:

$$V_{act,k} = \frac{RT}{\alpha_k z F} \ln \left(\frac{i_k}{i_{k0}} \right) \text{ para } k = a, c \quad (4.7)$$

Onde α_k representa os coeficientes de transferência de carga para o ânodo (α_a) ou para o cátodo (α_c). Estes por muitas vezes são omitidos, assim como a variável z , que representa o coeficiente estequiométrico, visto que o produto dos valores usualmente considerados para estes é um, daí a simplificação. Já i_k e i_{k0} representam a densidade de corrente e a densidade de troca de corrente, respetivamente, tanto para o ânodo como para o cátodo [27].

4.2.2.4 Sobretenção de concentração

Por sua vez, a sobretenção de concentração, também denominada sobretenção de difusão, modela a resistência devido às limitações na transferência de massa no interior da célula. Quando o eletrolisador opera a densidades de corrente reduzidas, as sobretenções óhmica e de ativação apresentam magnitudes significativamente superiores à sobretenção de concentração, razão pela qual esta última é frequentemente negligenciada nestas condições operacionais. Da mesma forma que nas sobretenções de ativação, as de concentração podem igualmente ser descritas através da soma das componentes relativas ao ânodo e ao cátodo, assim como é possível observar na expressão 4.8 [27]:

$$V_{con} = V_{con,a} + V_{con,c} \quad (4.8)$$

Sendo que, em algumas literaturas, a equação de Nernst, é usada para calcular os valores de $V_{con,a}$ e $V_{con,c}$ [27]:

$$V_{con,a} = \frac{RT}{z_a F} \ln \left(\frac{C_{O_2}^{mem}}{C_{O_2,O}^{mem}} \right) \quad (4.9)$$

$$V_{con,c} = \frac{RT}{z_c F} \ln \left(\frac{C_{H_2}^{mem}}{C_{H_2,O}^{mem}} \right), \quad (4.10)$$

onde:

- $C_{O_2}^{mem}$ - Concentração de oxigénio na interface membrana-ânodo;
- $C_{H_2}^{mem}$ - Concentração de hidrogénio na interface membrana-cátodo;
- z_a e z_c - Coeficientes estequiométricos do ânodo e cátodo, respetivamente.

4.2.2.5 Sobretensão de bolhas

A sobretensão de bolhas modela o efeito da formação de gases durante o processo de eletrólise. O hidrogénio e o oxigénio produzidos nas reações eletroquímicas encontram-se no estado gasoso e, conseqüentemente, podem cobrir parcialmente os sítios ativos dos elétrodos, reduzindo efetivamente a área eletroquimicamente ativa disponível para a reação. Adicionalmente, as bolhas gasosas influenciam negativamente a operação da célula ao dificultarem a entrada de água fresca na região da membrana e ao criarem zonas localizadas de temperatura elevada que o fluxo de água circulante não consegue arrefecer adequadamente. A variável principal que descreve as bolhas denomina-se de cobertura de bolhas, Θ , sendo esta definida pela expressão 4.11 [27]:

$$\Theta = \Theta_0 \left[1 + \frac{v_{ff}^2 \left(\frac{1}{\Theta_0} - 1 \right)}{v_0^2 \left(\frac{1}{\Theta_0} - 1 \right) + 1} \right]^{-2} \quad (4.11)$$

A variável cobertura de bolhas descreve a soma da razão entre poro-bolha e a razão de falta de água no lado do ânodo da membrana, onde Θ e Θ_0 correspondem às frações de cobertura de bolhas quando a água está a fluir e estagnada, respetivamente, e v_{ff} e v_0 são a velocidade de fluxo forçado e livre. Grande parte da literatura não refere totalmente a influência da formação de bolhas, contudo, alguns modelos descrevem o efeito das bolhas com a equação modificada de Butler-Volmer (4.12) [27]:

$$V_{bub} = \frac{RT}{\alpha_a z F} \left(\frac{1}{1 - \Theta} \right) \quad (4.12)$$

4.2.3 Modelo térmico

A temperatura constitui uma variável operacional de importância central nas células de eletrólise da água, exercendo uma influência determinante sobre múltiplos aspetos do seu funcionamento. Por esta razão, vários modelos de simulação incorporam sub-modelos térmicos dedicados, com o propósito de acompanhar dinamicamente as variações de temperatura ao longo da operação da célula. A gestão rigorosa desta grandeza revela-se indispensável, na medida em que a temperatura contribui de forma significativa para os mecanismos de envelhecimento e degradação

dos componentes internos, além de condicionar diretamente tanto a eficiência energética como a segurança operacional do sistema.

Do ponto de vista termodinâmico, a reação global de eletrólise possui natureza endotérmica, absorvendo energia térmica do meio envolvente. Contudo, os múltiplos processos irreversíveis que ocorrem no interior da célula têm natureza exotérmica e libertam calor para o sistema. Desta coexistência de processos com efeitos térmicos opostos resultam modelos térmicos aplicáveis a eletrolisadores PEM de maior complexidade [27].

Sendo assim, de forma a não aumentar o esforço computacional, utiliza-se a equação diferencial ordinário de primeira ordem 4.13 de forma a descrever as dinâmicas da temperatura de uma célula de eletrólise de água [27]:

$$C_{th} \frac{dT}{dt} = \sum h_i^{in} N_i^{in} - \sum h_i^{out} N_i^{out} + \dot{Q}_{net} \quad (4.13)$$

Onde h_i representa a entalpia específica da espécie i , N_i a razão de fluxo molar da respetiva espécie dentro ou fora do eletrolisador e $\dot{Q}_{net}$ a geração líquida de calor. A capacidade térmica total, C_{th} , é obtida através da soma das capacidades térmicas do componente [27]:

$$C_{th} = \sum \rho_j V_j C_{p,j}, \quad (4.14)$$

onde:

- ρ_j - Densidade do componente j ;
- V_j - Volume do componente j ;
- $C_{p,j}$ - Capacidade de aquecimento do componente j .

A geração líquida de calor é composta por várias fontes de calor e de perdas no sistema, sendo esta dada pela equação 4.15 [27]:

$$\dot{Q}_{net} = \dot{Q}_{gen} - \dot{Q}_{loss} - \dot{Q}_{cool} - \dot{Q}_{misc} \quad (4.15)$$

Sendo que os termos $\dot{Q}_{gen}$, $\dot{Q}_{loss}$, $\dot{Q}_{cool}$ e $\dot{Q}_{misc}$ descrevem a geração de calor, perdas, arrefecimento e outros diversos fenómenos, respetivamente [27].

4.2.4 Modelo de transferência de massa

Por último, os submodelos de transferência de massa são responsáveis por caracterizar o movimento e a distribuição das diversas espécies químicas no interior da célula. A função principal destes modelos consiste em calcular as concentrações locais das espécies envolvidas e determinar propriedades críticas da membrana, nomeadamente o conteúdo de água e trocas de gás [27].

O processo de eletrólise da água produz hidrogénio e oxigénio através da separação da molécula de água, constituindo este o fenómeno central a ser quantificado por qualquer modelo ODE

de transferência de massa. A taxa de produção molar de hidrogénio no cátodo encontra-se diretamente relacionada com a densidade de corrente que atravessa o eletrolisador e com o número de células em série na pilha do eletrolisador, assim como é demonstrado na equação 4.16 [27]:

$$n_{H_2}^p = \frac{i_{el} N_c}{zF} \eta_F, \quad (4.16)$$

onde i_{el} representa a corrente no eletrolisador e N_c o número de células em série na pilha do eletrolisador.

A partir das relações estequiométricas características da reação global de eletrólise da água, é possível determinar as taxas de produção das restantes espécies envolvidas, sendo possível observar em seguida a produção de oxigénio e de hidrogénio no ânodo [27]:

$$n_{O_2}^p = \frac{i_{el} N_c}{2zF} \eta_F \quad (4.17)$$

$$n_{H_2O}^p = -\frac{i_{el} N_c}{2zF} \eta_F \quad (4.18)$$

A eficiência de Faraday, η_F , tem em consideração todos os eletrões que não estão envolvidos na reação de eletrólise, contudo, é considerada 100% em alguns casos. O fluxo destas espécies dentro do eletrolisador são modeladas em domínios separados, sendo estes o ânodo, o cátodo e a membrana [27].

4.2.4.1 Ânodo

No ânodo, as moléculas de água são separadas e surge o oxigénio, sendo a mudança instantânea na concentração molar do oxigénio e da água são obtidas através da conservação da massa [27]:

$$\frac{dn_{O_2}}{dt} = \dot{n}_{O_2}^{in} - \dot{n}_{O_2}^{out} - \dot{n}_{O_2}^p \quad (4.19)$$

$$\frac{dn_{H_2O}}{dt} = \dot{n}_{a,H_2O}^{in} - \dot{n}_{a,H_2O}^{out} - \dot{n}_{H_2O}^{mem} - \dot{n}_{H_2O}^p \quad (4.20)$$

Onde $\dot{n}_{O_2}^{in}$, $\dot{n}_{O_2}^{out}$ e $\dot{n}_{a,H_2O}^{in}$, $\dot{n}_{a,H_2O}^{out}$ são a taxa de fluxo molar de entrada e saída no ânodo de oxigénio e da água, respetivamente, e $\dot{n}_{H_2O}^{mem}$ é a taxa de fluxo de água através da membrana [27].

4.2.4.2 Cátodo

No lado do cátodo, o hidrogénio é formado e existem travessias de água através da membrana, tanto que o equilíbrio desta espécie é dado por [27]:

$$\frac{dn_{H_2}}{dt} = \dot{n}_{H_2}^{in} - \dot{n}_{H_2}^{out} - \dot{n}_H$$

$\dot{n}_H$ (4.21)

$$\frac{dn_{H_2O}}{dt} = \dot{n}_{c,H_2O}^{in} - \dot{n}_{c,H_2O}^{out} - \dot{n}_{H_2O}^{mem} \quad (4.22)$$

Onde $\dot{n}_{H_2}^{in}$, $\dot{n}_{H_2}^{out}$ e $\dot{n}_{c,H_2O}^{in}$, $\dot{n}_{c,H_2O}^{out}$ são a taxa de fluxo molar de entrada e saída no cátodo de hidrogénio e água, respetivamente [27].

4.2.4.3 Membrana

A quantidade de água total que atravessa a membrana é dada pela soma de três componentes, assim como é mostrado em seguida [27]:

$$\dot{n}_{H_2O}^{mem} = \dot{n}_{H_2O}^{diff} + \dot{n}_{H_2O}^{eod} - \dot{n}_{H_2O}^{pe}, \quad (4.23)$$

onde:

- $\dot{n}_{H_2O}^{diff}$ - Taxa de fluxo molar da água devido a difusão;
- $\dot{n}_{H_2O}^{eod}$ - Taxa de fluxo molar da água devido a arrasto eletro-osmótico do ânodo para o cátodo;
- $\dot{n}_{H_2O}^{pe}$ - Taxa de fluxo devido aos efeitos de pressão hidráulica do cátodo para o ânodo.

4.3 Modelação no Matlab

Os testes realizados foram efetuados utilizando um eletrolisador da tecnologia *proton exchange membrane*, uma vez que, conforme referido na secção 4.1, esta tecnologia de eletrólise permite obter uma elevada densidade de corrente, o que se traduz numa maior capacidade de produção de hidrogénio por unidade de área. Adicionalmente, apresenta uma resposta dinâmica bastante rápida, o que a torna particularmente adequada para operações em que a fonte de potência é variável.

4.3.1 Caracterização dos subsistemas

A simulação, por sua vez, foi efetuada com o auxílio do *software* de simulação *Matlab Simulink*, sendo o modelo do eletrolisador PEM utilizado pertencente à biblioteca *simscape* do próprio *software*, encontrando-se representado na figura seguinte:

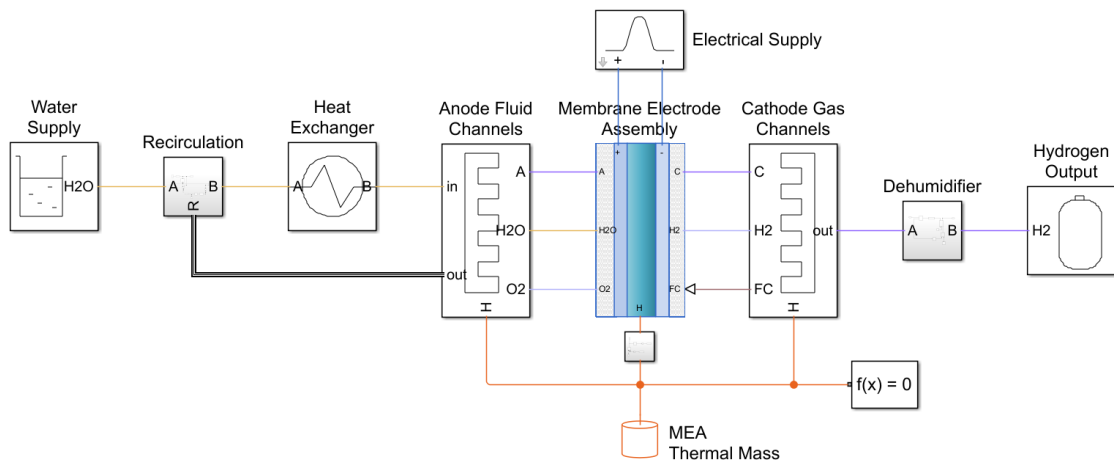


Figura 4.7: Modelo *Matlab Simulink* do eletrolisador PEM utilizado [28].

Como é possível observar na figura 4.7, o modelo do eletrolisador é constituído por vários blocos, cada um com a sua função. O bloco principal, a *Membrane Electrode Assembly* (MEA), implementado em código *Simscape*, representa o núcleo eletroquímico do eletrolisador, ou seja, a membrana de troca protónica, responsável por consumir energia eléctrica de forma a separar a água em hidrogénio e oxigénio. Este encontra-se ligado a três redes distintas: a rede de líquido térmico, que modela o abastecimento de água; a rede de ar húmido do ânodo, que modela o fluxo de oxigénio; e a rede de ar húmido do cátodo, que modela o fluxo de hidrogénio [28].

O bloco *Water Supply* é constituído por dois subsistemas. O primeiro é composto pelos blocos *Water Reservoir* e *Liquid Water Properties*, que representam, respetivamente, o reservatório e as propriedades da água líquida nele contida. O segundo subsistema, visível na parte inferior da figura 4.8, modela o fluxo de água que entra no eletrolisador. Estes dois subsistemas convergem na *Supply Pump*, cuja função é abastecer o sistema com água fresca [28].

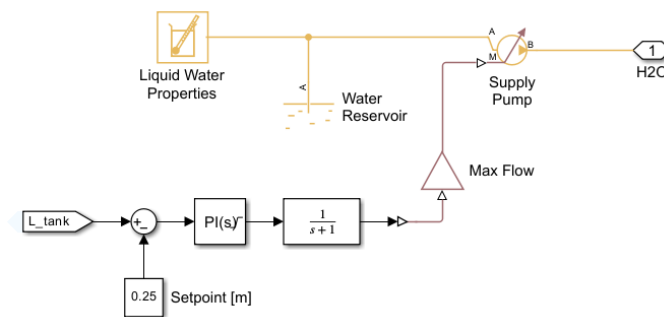


Figura 4.8: Bloco *Water Supply* do modelo utilizado [28].

Durante o processo de eletrólise, nem toda a água é convertida em hidrogénio e oxigénio, sendo assim, de forma a aproveitar toda a água disponível, é comum recorrer a um recirculador, representado pelo bloco *Recirculation*. O oxigénio produzido no ânodo é transportado pelo excesso de água e posteriormente libertado para o meio ambiente por meio do bloco *Separator Tank*,

incluído no bloco referido. A *Circulation Pump* fornece um fluxo contínuo de água ao ânodo, sendo este fluxo controlado de forma a manter uma temperatura de 80°C no eletrolisador [28].

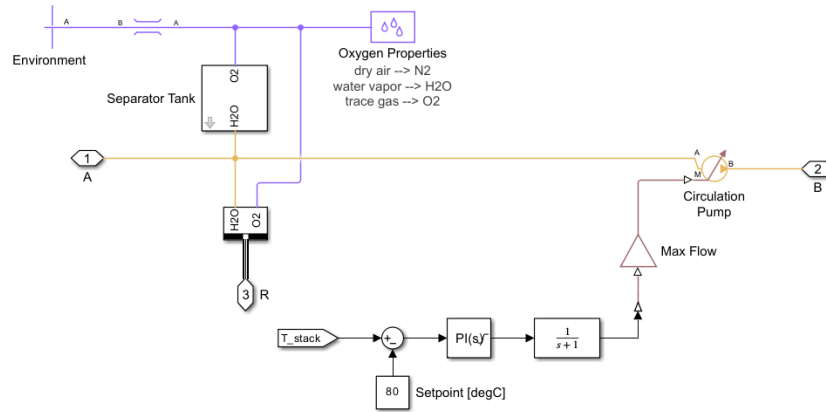


Figura 4.9: Bloco *Recirculation* do modelo utilizado [28].

Ao contrário do que acontece numa *fuel cell stack*, não é necessária uma rede de arrefecimento separada, uma vez que o calor dissipado pelo eletrolisador é removido pelo excesso de água e libertado para o ambiente através do *Heat Exchanger* [28].

No que diz respeito às portas do bloco MEA, a saída de líquido térmico, H_2O , é utilizada para remover água da rede do bloco, sendo esta posteriormente introduzida no bloco do ânodo, juntamente com o oxigénio produzido durante o processo através da saída O_2 . O hidrogénio produzido é encaminhado para o bloco do cátodo através da porta H_2 . As portas A e C, representativas das redes de ar húmido do ânodo e do cátodo, respetivamente, têm como função obter parâmetros e tabelas de propriedades para as respetivas redes, não existindo fluxo através das mesmas. Por último, a entrada FC representa um vetor com os estados internos dos canais de gás do cátodo [28].

Por sua vez, o bloco *MEA Thermal Mass* desempenha um papel fundamental na modelação do comportamento térmico dinâmico do eletrolisador. Fisicamente, representa a inércia térmica da *stack*, isto é, a resistência que a sua massa oferece a variações rápidas de temperatura. Como é possível observar na figura 4.7, este bloco encontra-se diretamente ligado à porta térmica H do MEA, recebendo o calor gerado pelas perdas eletroquímicas que ocorrem durante a eletrólise. A sua função consiste em garantir que a temperatura da *stack* não varia bruscamente perante variações de corrente ou de caudal de água.

A corrente elétrica necessária ao processo é fornecida ao eletrolisador através do bloco *Electrical Supply*, o qual calcula esta grandeza com base na potência de entrada em cada instante, fornecida através de um vetor de potência e de instantes temporais.

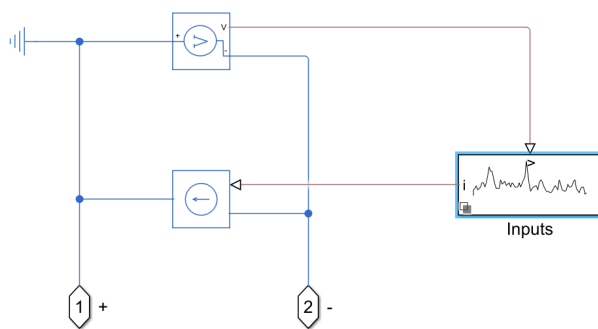


Figura 4.10: Bloco *Eletrical Supply* do modelo utilizado [28].

O hidrogénio produzido no cátodo, bem como a água que possa ser transportada através da MEA, é modelado pela rede de ar húmido do cátodo. O desumidificador tem como função remover o vapor de água presente no hidrogénio produzido. O bloco *Hydrogen Output* opera como reservatório de hidrogénio, onde, antes de ser armazenado, o hidrogénio é sujeito a uma regulação de pressão através do elemento *Pressure Regulator*, o qual garante o armazenamento a 3 MPa [28].

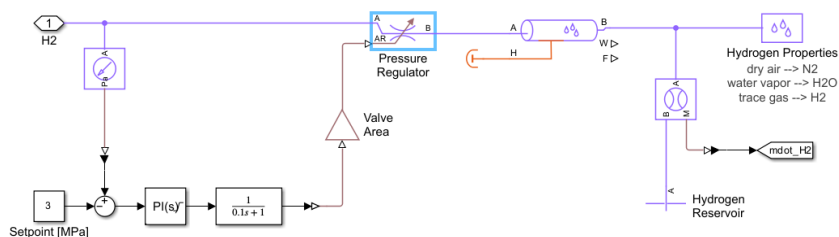


Figura 4.11: Bloco *Hydrogen Output* do modelo utilizado [28].

4.3.2 Tensão na célula

No que diz respeito à expressão utilizada para o cálculo da tensão nas células do eletrolisador, o modelo recorre a uma adaptação da equação 4.1, do modelo eletroquímico, abordado em detalhe na secção 4.2.2. A expressão utilizada encontra-se apresentada de seguida:

$$V_{cell} = V_{rev} + V_{ohm} + V_{act} \quad (4.24)$$

É possível observar que, em comparação com a equação 4.1, a expressão utilizada não considera os efeitos de concentração nem o efeito das bolhas. A ausência do primeiro deve-se ao facto de, nas simulações em causa, se operar a densidades de corrente reduzidas, pelo que, conforme referido na secção 4.2.2.4, este efeito pode ser desconsiderado. O efeito associado à formação de bolhas no eletrolisador foi igualmente desconsiderado devido a dois fatores: o elevado esforço computacional que exige e a escassa literatura existente acerca da sua influência no sistema de eletrólise.

4.3.3 Potência nominal

O modelo original foi inicialmente dimensionado para uma potência nominal de 100 kW, valor reduzido face ao contexto em análise, tendo sido por isso necessário proceder ao seu escalonamento para uma potência de 1 MW. Para tal, foram alterados vários parâmetros do sistema, nomeadamente a área da célula, o número de células por *stack* e as dimensões dos tubos. Além dos elementos referidos anteriormente, foi igualmente necessário aumentar a capacidade dos tanques de água, uma vez que um eletrolisador PEM a operar no seu valor nominal poderá requerer entre 163 e 200 litros de água por hora (por megawatt de potência produzida), dependendo da eficiência elétrica e do método utilizado no tratamento da água. Os valores considerados encontram-se apresentados no Apêndice A.

4.4 Conclusões

A análise dos três tipos de eletrolisadores demonstrou que, apesar da tecnologia alcalina apresentar uma ligeira vantagem económica, o eletrolisador PEM revela-se a opção mais adequada para integração direta com fontes de energia renováveis variáveis, graças à sua superior dinâmica de resposta, maior densidade de potência e capacidade de operação em condições de carga parcial sem degradação significativa. O eletrolisador de óxido sólido, embora promissor em termos de eficiência, apresenta ainda limitações relevantes ao nível da durabilidade e grau de prontidão tecnológico que inviabilizam a sua adoção no caso de estudo. A modelação do eletrolisador PEM de 1 MW em *MATLAB/Simulink*, integrando os modelos eletroquímico, térmico e de transferência de massa, permitiu obter uma representação completa do seu comportamento.

Capítulo 5

Exposição e discussão dos resultados obtidos

O presente capítulo tem como objetivo a exposição e análise crítica dos resultados obtidos através das simulações realizadas no ambiente *MATLAB Simulink*, para o sistema integrado de produção de hidrogénio a partir de energia eólica *offshore*.

5.1 Análise do comportamento dinâmico do sistema face a uma rajada de vento

5.1.1 Condições de simulação

A rajada de vento pode ser modelada através de diversos métodos, no presente documento, adotou-se o modelo definido pela Comissão Internacional Eletrotécnica (IEC), por este proporcionar uma representação contínua e fisicamente consistente do fenómeno de rajada [29], [30].

$$V(t) = V_{\infty} - 0,37V_{rajada} \sin\left(\frac{3\pi t}{T_{rajada}}\right) \left(1 - \frac{2\pi t}{T_{rajada}}\right), \quad (5.1)$$

onde V_{∞} representa a velocidade do vento antes e após o fenómeno de rajada, e V_{rajada} e T_{rajada} representam, respetivamente, a amplitude e o período da rajada de vento.

Tabela 5.1: Valores dos parâmetros utilizados na simulação da rajada de vento.

V_{∞}	9 m/s
V_{rajada}	4 m/s
T_{rajada}	2,083 s
Tempo de início	4,167 s
Tempo de paragem	6,250 s

Com base nos parâmetros apresentados na tabela 5.1, obteve-se o perfil de vento ilustrado na figura 5.1, o qual serviu de base para a simulação dos subsistemas descritos nos capítulos anteriores.

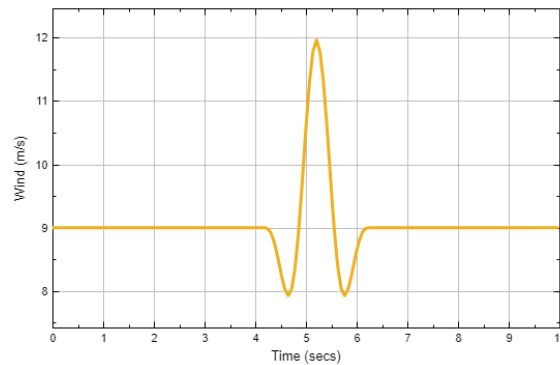


Figura 5.1: Perfil de rajada de vento simulado.

Na tabela seguinte encontram-se alguns parâmetros fundamentais na apreciação das simulações seguintes:

Tabela 5.2: Parâmetros nominais fundamentais do gerador PMSM de 2 MW.

Velocidade de vento nominal	12,5 m/s
Binário mecânico nominal	848,826 kN m
Velocidade angular nominal no rotor	2,36 rad/s
Frequência nominal no estator	9,75 Hz
Corrente nominal no estator	1867 A (rms)

5.1.2 Resultados do sistema da turbina e do gerador

Com base no perfil de vento apresentado anteriormente, é expectável que, durante o período de rajada de vento, se verifiquem variações tanto na corrente como na tensão fornecidas pelo gerador síncrono, sendo o comportamento da corrente observável na figura 5.2.

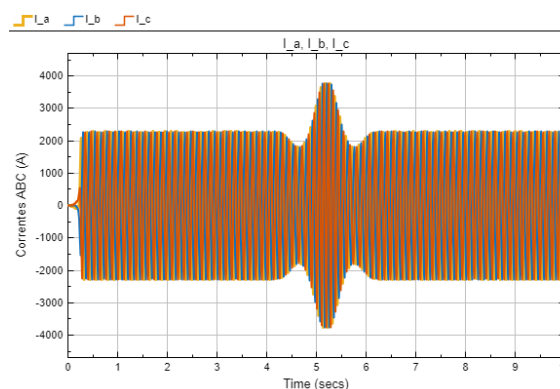


Figura 5.2: Correntes trifásicas na saída do gerador durante o perfil de rajada de vento.

É possível constatar que a corrente atinge o seu valor máximo no instante de pico da rajada e os seus valores mínimos nos instantes imediatamente anteriores e posteriores à rajada de vento, verificando-se o mesmo comportamento para a tensão.

A figura 5.3 ilustra a evolução da potência mecânica fornecida pela turbina e a potência elétrica produzida pelo gerador de ímanes permanentes, evidenciando a existência de uma pequena diferença entre ambas, resultante das perdas que ocorrem durante o processo de conversão.

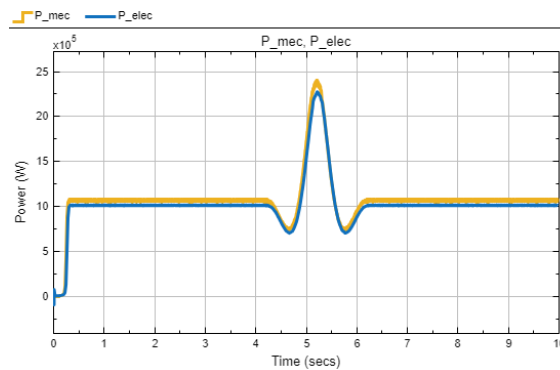


Figura 5.3: Potência mecânica e a potência elétrica produzida pelo gerador durante o perfil de rajada de vento.

Como seria expectável, o pico de geração de potência, tanto mecânica como elétrica, ocorre no mesmo instante onde a rajada de vento atinge o seu valor máximo (5.1). Os instantes de menor geração coincidem, por sua vez, com os períodos de menor intensidade de recurso eólico, observados antes e depois do pico da rajada.

5.1.3 Desempenho do algoritmo MPPT

No que diz respeito ao desempenho do algoritmo MPPT de controlo de binário ótimo, a figura 5.4 evidencia que o binário eletromagnético aplicado ao gerador acompanha, ao longo de todo o período de simulação, os valores de referência calculados pelo algoritmo, apresentando apenas uns pequenos desvios de magnitude devido ao *ripple* introduzido pelo modulador PWM presente no bloco de controlo.

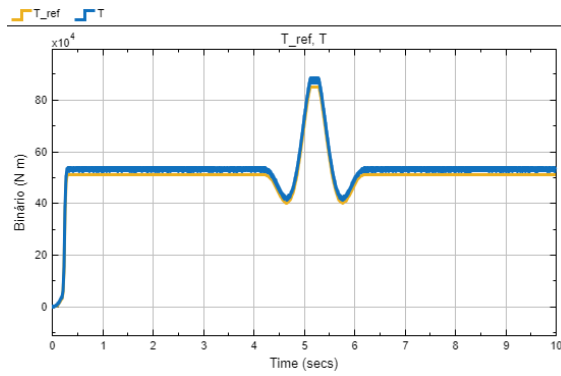


Figura 5.4: Binário de referência calculado pelo algoritmo MPPT e binário aplicado ao gerador durante o perfil de rajada de vento.

Em ambas as figuras é possível constatar um transitório de arranque correspondente ao tempo necessário para o sistema atingir o regime nominal, bem como uma saturação do binário durante o período de rajada de vento para as velocidades de vento mais elevadas. Esta saturação decorre do facto de o valor nominal do binário do gerador ser atingido nesse intervalo. A figura 5.5 representa a evolução da velocidade angular no rotor durante o tempo de simulação:

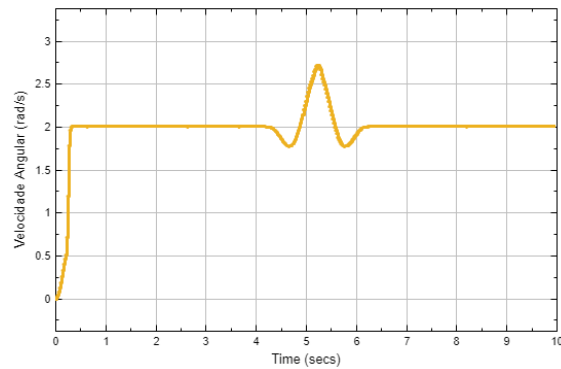


Figura 5.5: Velocidade angular do rotor durante o perfil de rajada de vento.

Conforme referido anteriormente, o controlo é realizado através do método ZDC, que impõe que a corrente segundo a componente direta seja nula. Como é possível observar na figura 5.6, este requisito é cumprido, verificando-se apenas um ligeiro *ripple*.

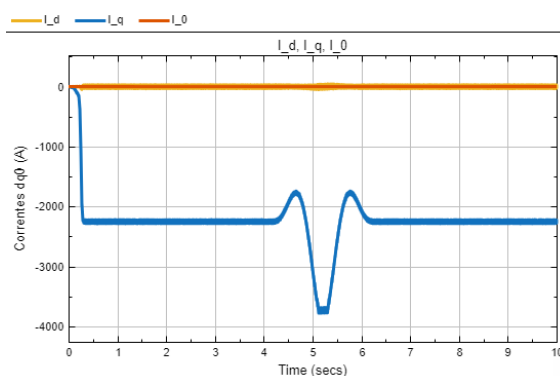


Figura 5.6: Correntes i_d , i_q e i_0 durante o perfil de rajada de vento.

Conclui-se, portanto, que tanto o controlo ZDC como o algoritmo MPPT operam corretamente, maximizando a potência elétrica extraída do vento.

5.1.4 Resultados do conversor AC/DC

No que diz respeito à conversão AC/DC, foi imposta uma limitação de potência no barramento DC de 1 MW, correspondente à potência nominal do eletrolisador.

Esta limitação foi implementada por meio de um bloco de saturação, sendo o seu efeito perceptível na figura 5.7 pela ausência do pico de potência durante o período de maior velocidade do vento. A tensão e a corrente DC não foram sujeitas a qualquer limitação, sendo a evolução de ambas apresentada nos gráficos presentes no Apêndice B.

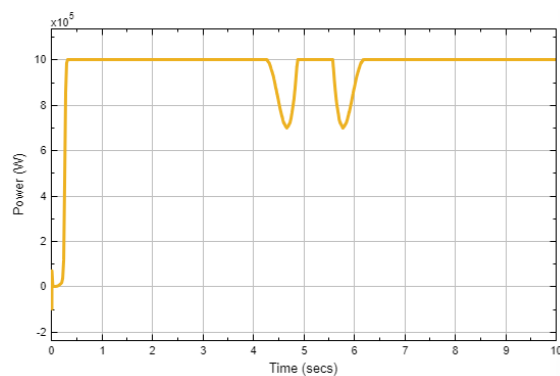


Figura 5.7: Potência DC fornecida ao eletrolisador com limitação de 1 MW durante o perfil de rajada de vento.

5.1.5 Resultados do sistema de eletrólise

A simulação individual do eletrolisador, tendo como fonte de alimentação a potência DC representada na figura 5.7, devidamente escalada para um intervalo de maior duração, permitiu analisar a evolução da temperatura no dispositivo ao longo do tempo. A temperatura inicial de 20°C representa a temperatura ambiente, sendo que esta aumenta progressivamente até atingir o valor ótimo de operação, 80°C, imposto pelo sistema de controlo térmico. A estabilização ocorre por volta dos

15 minutos de simulação, a partir de onde a temperatura se mantém basicamente constante, exceto durante dois pequenos períodos associados aos períodos de menor geração, como é possível observar na figura 5.8 e no final da simulação onde a temperatura aumenta ligeiramente de forma gradual, indicativa de uma limitação na capacidade de arrefecimento do sistema.

A figura 5.9 ilustra a evolução do caudal de produção de hidrogénio ao longo do período de simulação. Observa-se que, na fase inicial, a produção é nula, uma vez que o eletrolisador necessita de passar por uma etapa de aquecimento antes de atingir as condições adequadas de produção. As oscilações visíveis ao longo da simulação encontram-se diretamente associadas às variações de potência de alimentação do sistema.

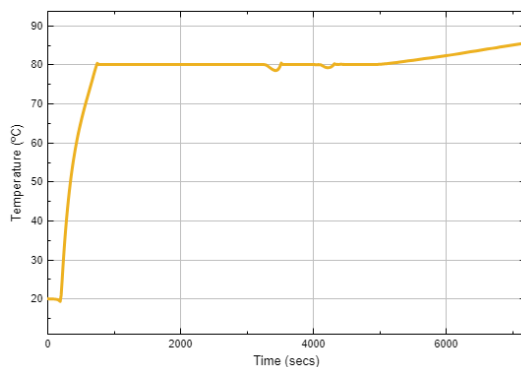


Figura 5.8: Temperatura do eletrolisador PEM durante o perfil de rajada de vento.

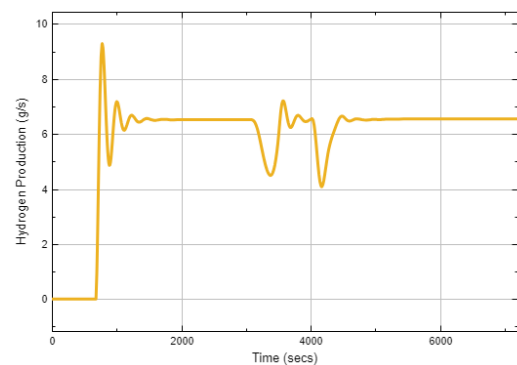


Figura 5.9: Produção de hidrogénio durante o perfil de rajada de vento.

A figura 5.10 representa a massa total de hidrogénio produzida durante o período de simulação:

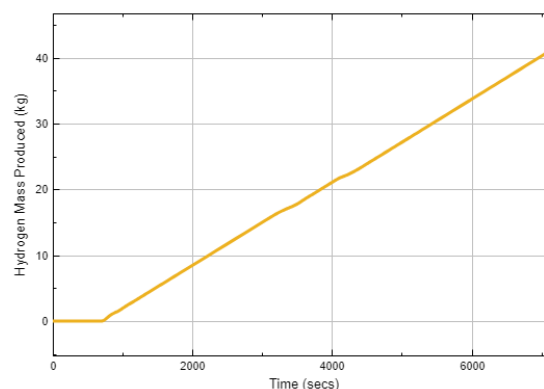


Figura 5.10: Massa de hidrogénio acumulada durante a simulação do perfil de rajada de vento.

5.2 Análise do comportamento dinâmico do sistema face a um perfil eólico

5.2.1 Condições de simulação

O perfil eólico tem a particularidade de ser um perfil bastante instável, isto é, raramente se mantém constante por um longo período de tempo. Tendo isto em conta, o perfil adotado para simulação possui alguma turbulência, tendo o mesmo sido obtido através da expressão 5.2. Trata-se de uma simplificação daquilo que seria, na realidade, uma série temporal sintética ou um registo real num local específico. Optou-se por uma turbulência muito elevada para salientar diversos parâmetros do funcionamento do sistema global.

$$v(t) = A_1 \sin(2\pi f_1 t + \theta_1) + A_2 \sin(2\pi f_2 t + \theta_2) + v_{wind,avg}, \quad (5.2)$$

onde A_1 e A_2 representam as amplitudes dos sinais 1 e 2, f_1 e f_2 representam as frequências dos sinais 1 e 2, θ_1 , θ_2 os deslocamentos dos sinais 1 e 2 e $v_{wind,avg}$ e representa o valor médio.

Na tabela que se segue são apresentados os valores considerados para os parâmetros antes descritos:

Tabela 5.3: Valores dos parâmetros utilizados na simulação do perfil eólico.

A_1	2 m/s	A_2	1,5 m/s
f_1	0,7 Hz	f_2	1 Hz
θ_1	0°	θ_2	45°
	$v_{wind,avg}$	8 m/s	

Com base nestes parâmetros, obteve-se a figura 5.11, que representa o perfil eólico considerado nas simulações:

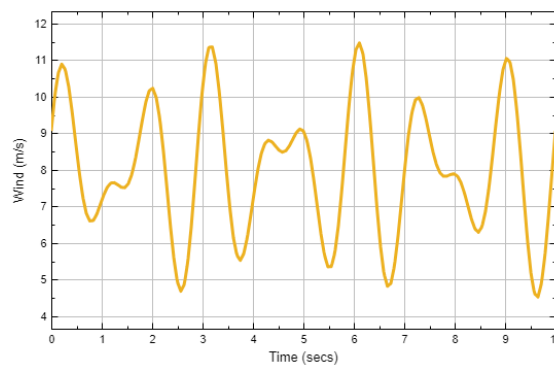


Figura 5.11: Perfil eólico simulado.

5.2.2 Resultados do sistema da turbina e do gerador

A figura 5.12 apresenta a evolução das correntes trifásicas na saída do gerador durante o perfil eólico, onde é perceptível a influência direta das flutuações do recurso eólico no comportamento da corrente produzida.

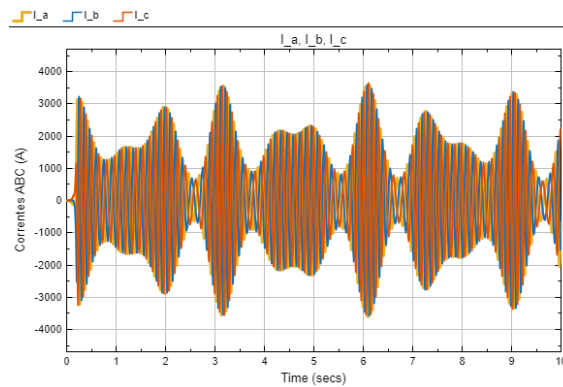


Figura 5.12: Correntes trifásicas na saída do gerador durante o perfil eólico.

É possível chegar à conclusão que, além das amplitudes, as frequências das mesmas também são superiores em períodos onde o vento é mais abundante, como é possível constatar na figura 5.11.

A figura 5.13 ilustra a diferença entre a potência mecânica fornecida pela turbina e a potência elétrica produzida pelo gerador, confirmando a presença de perdas de conversão ao longo de todo o período de simulação, com magnitude proporcional à potência instantânea gerada.

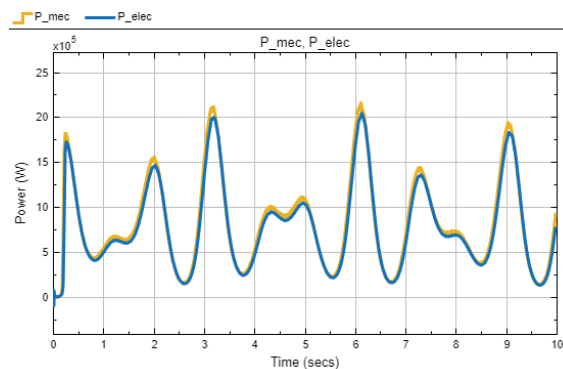


Figura 5.13: Potência mecânica e a potência elétrica produzida pelo gerador durante o perfil eólico.

É de igual modo possível concluir que a produção segue o perfil eólico presente na figura 5.11.

5.2.3 Desempenho do algoritmo MPPT

A figura 5.14 apresenta a evolução do binário aplicado ao gerador e do binário de referência calculado pelo algoritmo MPPT durante o perfil eólico. Verifica-se que o algoritmo de controlo

de binário ótimo acompanha com elevada fidelidade os valores de referência ao longo de todo o período de simulação, mesmo em condições de vento com variabilidade acentuada.

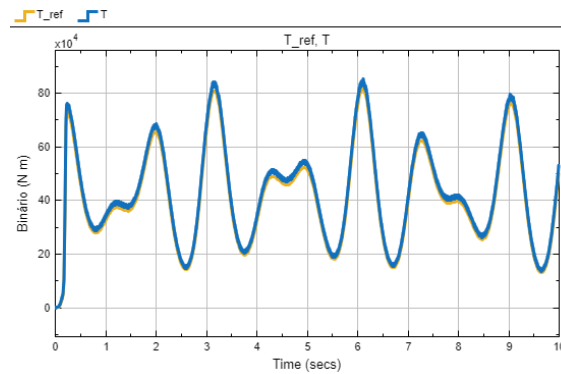


Figura 5.14: Binário de referência calculado pelo algoritmo MPPT e binário aplicado ao gerador durante o perfil eólico.

A figura 5.15 representa a evolução da velocidade angular no rotor durante o tempo de simulação:

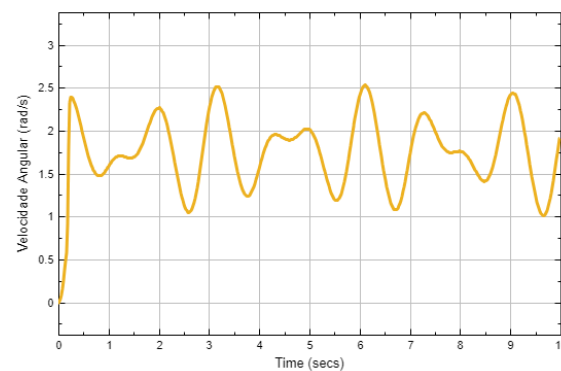


Figura 5.15: Velocidade angular do rotor durante o perfil eólico.

A figura 5.16 confirma o cumprimento da condição de controlo ZDC, com a componente de corrente segundo o eixo direto a manter-se próxima de zero ao longo de toda a simulação, mesmo sujeita a diversas mudanças de magnitude do recurso eólico durante o decorrer da simulação.

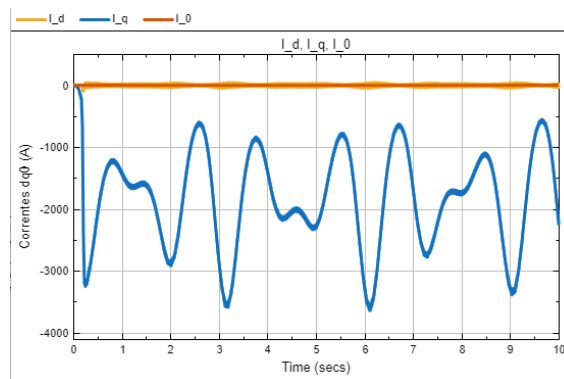


Figura 5.16: Correntes i_d , i_q e i_0 durante o perfil eólico.

5.2.4 Resultados do conversor AC/DC

A figura 5.17 apresenta a potência DC fornecida ao eletrolisador durante o perfil eólico, com a limitação de 1 MW imposta pelo bloco de saturação. Em contraste com o perfil de rajada, observa-se neste cenário uma variabilidade significativamente maior na potência de entrada, reflexo da natureza intermitente do recurso eólico com turbulência. Esta variabilidade, como se discutirá na secção seguinte, tem um impacto direto na eficiência do processo de eletrólise e, consequentemente, na produção de hidrogénio.

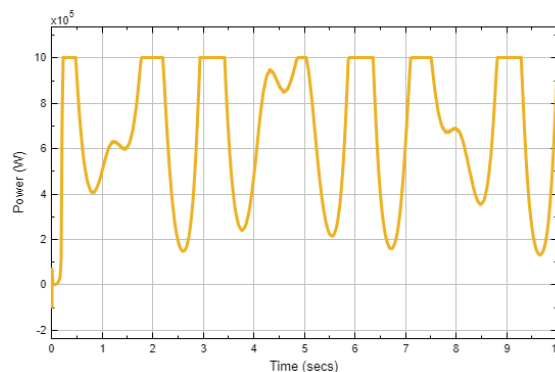


Figura 5.17: Potência DC fornecida ao eletrolisador com limitação de 1 MW durante o perfil eólico.

5.2.5 Resultados do sistema de eletrólise

A figura 5.18 representa a evolução da temperatura no dispositivo de eletrólise ao longo do perfil de potência eólico. Como seria de esperar, a temperatura flutua consideravelmente mais do que no perfil analisado anteriormente, tomando valores entre 60°C e 80°C pós período de arranque, devido à variação de potência. Assim sendo, haverá uma diminuição no rendimento do eletrolisador e na quantidade de hidrogénio produzido, uma vez que o sistema de controlo térmico não é capaz de manter a temperatura constante no valor ótimo de operação.

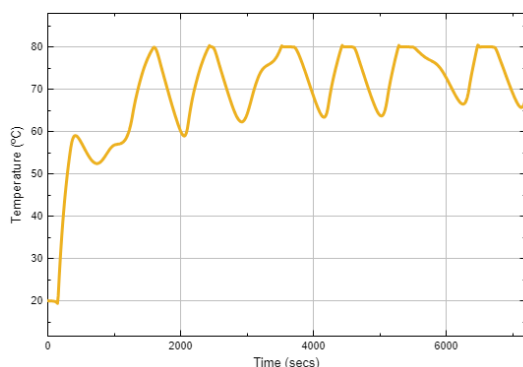


Figura 5.18: Temperatura do eletrolisador PEM durante o perfil eólico.

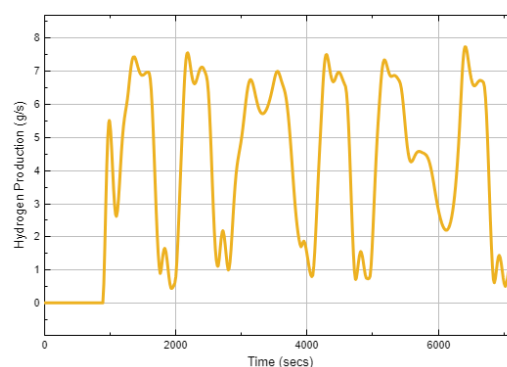


Figura 5.19: Produção de hidrogénio durante o perfil eólico.

A figura 5.19 apresenta a evolução da taxa de produção de hidrogénio ao longo da simulação, onde é perceptível a correlação direta entre as oscilações de potência de alimentação e as variações no caudal de produção. A figura 5.20 apresenta a massa de hidrogénio acumulada durante o período de simulação. Ao analisar esta figura, é possível constatar que a produção de hidrogénio é sensivelmente metade da obtida no cenário de rajada de vento (figura 5.10). Este resultado confirma de forma clara que a tecnologia de eletrólise opera de forma mais eficiente quando alimentada por uma potência de entrada constante, sendo a variabilidade da fonte um fator penalizador tanto da eficiência do processo como da quantidade de hidrogénio produzida.

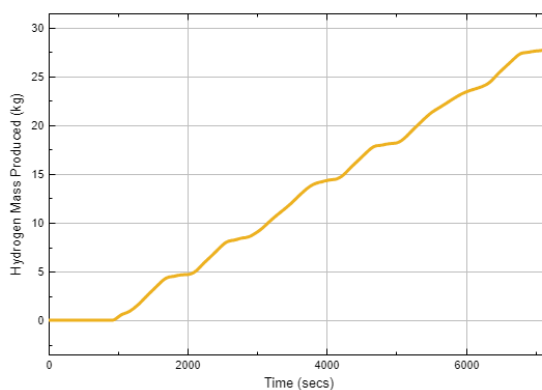


Figura 5.20: Massa de hidrogénio e respetiva energia acumulada durante a simulação do perfil eólico.

5.3 Compatibilidade entre os dois subsistemas

A realização das simulações para ambos os cenários permitiu identificar a necessidade de compatibilizar o sistema de conversão de energia da turbina e o sistema de eletrólise. A análise comparativa dos gráficos de tensão no barramento DC, apresentados nas figuras 5.21 e 5.22, com os gráficos da tensão requerida pelo eletrolisador PEM, apresentados nas figuras 5.23 e 5.24,

permite concluir que a tensão disponibilizada pelo conversor AC/DC é aproximadamente o dobro da tensão nominal de operação do eletrolisador.

A solução identificada para assegurar a compatibilidade entre os dois subsistemas consiste na utilização de dois eletrolisadores PEM de 1 MW ligados em série, de modo a que a tensão total nos terminais do sistema de eletrólise iguale a tensão disponibilizada pelo conversor AC/DC.

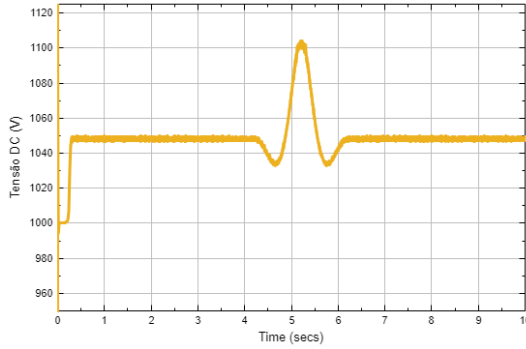


Figura 5.21: Tensão no barramento DC durante o perfil de rajada de vento.

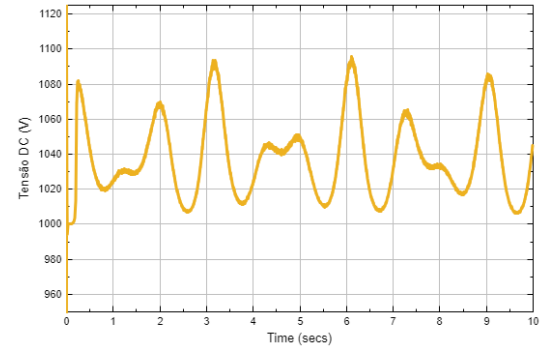


Figura 5.22: Tensão no barramento DC durante o perfil eólico.

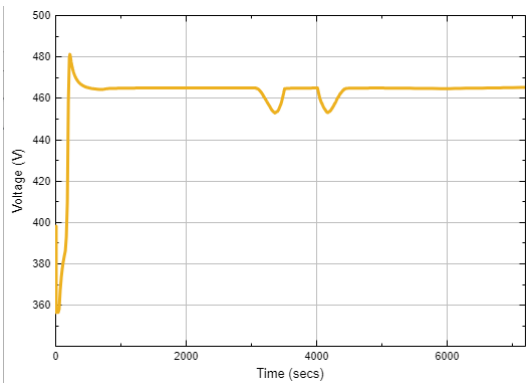


Figura 5.23: Tensão no eletrolisador PEM durante o perfil de rajada de vento.

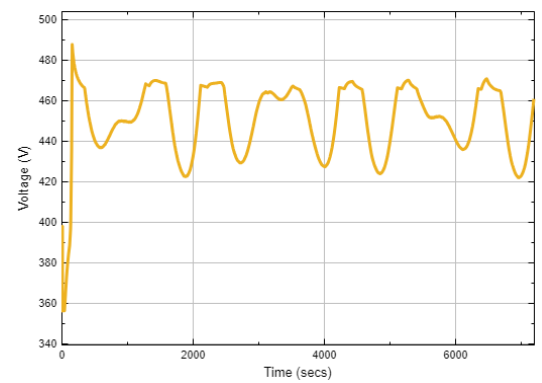


Figura 5.24: Tensão no eletrolisador PEM durante o perfil eólico.

5.4 Conclusões

A análise dos resultados obtidos nos dois cenários de simulação permitiu retirar conclusões importantes sobre o comportamento do sistema. Em ambos os cenários, o algoritmo MPPT baseado no binário ótimo acompanhou com fidelidade os valores de referência ao longo de toda a simulação, verificando-se apenas desvios residuais associados ao *ripple* do bloco de geração PWM. A condição de controlo ZDC foi cumprida em ambos os cenários, com a componente de corrente segundo o eixo direto a manter-se próxima de zero durante toda a simulação. A limitação de potência de 1 MW imposta ao barramento DC pelo bloco de saturação revelou-se eficaz, eliminando o pico de potência durante o período de maior intensidade de vento da rajada.

No que diz respeito ao sistema de eletrólise, os resultados confirmam que o eletrolisador opera de forma mais eficiente quando alimentado por uma potência de entrada constante. No cenário de perfil eólico com turbulência, a temperatura do eletrolisador flutuou entre 60 °C e 80 °C, não se mantendo no valor ótimo de operação, sendo assim, a massa de hidrogénio produzida foi sensivelmente metade da obtida no cenário de rajada, confirmando que a variabilidade da fonte penaliza tanto a eficiência do processo como a quantidade de hidrogénio produzida. A análise de compatibilidade de tensão entre os dois subsistemas revelou que a tensão disponibilizada pelo conversor AC/DC é aproximadamente o dobro da tensão nominal do eletrolisador, tendo sido identificada como solução a ligação em série de dois eletrolisadores PEM de 1 MW.

Capítulo 6

Conclusões e trabalhos futuros

O presente capítulo apresenta as conclusões retiradas do trabalho desenvolvido ao longo desta dissertação, bem como um conjunto de sugestões para investigação futura. Na primeira secção, são sistematizadas as principais conclusões obtidas a partir da revisão do estado da arte, do desenvolvimento do modelo de simulação e da análise dos resultados. Na segunda secção, são identificadas as linhas de investigação e desenvolvimento futuro que emergem naturalmente das limitações e dos resultados do presente trabalho, com intuito de aprofundar e validar experimentalmente o sistema estudado.

6.1 Conclusões

O presente trabalho teve como principal objetivo o desenvolvimento e validação de um modelo de simulação integrado para o estudo da produção de hidrogénio verde a partir de energia eólica *offshore*, contemplando a totalidade da cadeia de conversão de energia — desde a turbina eólica até ao eletrolisador PEM. Ao longo do documento foram abordados os diferentes subsistemas, os respetivos modelos de simulação e os resultados obtidos para dois perfis de vento distintos.

No que respeita à análise e sistematização das arquiteturas de parques eólicos *offshore*, foi possível concluir que o posicionamento *offshore* do eletrolisador é a configuração que apresenta o menor custo nivelado de produção de hidrogénio (LCOH), constituindo, por isso, a solução mais vantajosa do ponto de vista económico. Relativamente à agregação de potência, a escolha entre os modos de operação *Hydrogen-driven* e *Electricity-driven* depende diretamente dos objetivos operacionais do parque: enquanto o modo *Electricity-driven* é mais indicado para parques cuja prioridade é a entrega de energia à rede elétrica, o modo *Hydrogen-driven* revela-se preferível em sistemas cujo objetivo central é a produção e transporte de hidrogénio por gasoduto.

A revisão das tecnologias de eletrólise demonstrou que, apesar de a tecnologia alcalina (AEC) apresentar um custo de capital inferior, a tecnologia de PEM evidencia maior robustez do ponto de vista da resposta dinâmica, tornando-a particularmente adequada para integração com fontes de energia renováveis de carácter intermitente, como é o caso da energia eólica *offshore*. A tecnologia de óxido sólido (SOEC), embora promissora em termos de eficiência elétrica, continua a ser pouco

adequada para sistemas fortemente intermitentes, dado que opera a temperaturas muito elevadas e apresenta taxas de degradação significativas perante ciclos térmicos frequentes.

No âmbito do controlo da turbina eólica, o algoritmo de controlo MPPT de binário ótimo demonstrou ser uma estratégia de extração de potência altamente eficaz. Para além de não requerer anemómetro, eliminando assim uma fonte frequente de falhas, especialmente em ambiente *offshore*, este método provou ser robusto tanto em condições de perfil de rajada de vento como em perfis eólicos com turbulência moderada, mantendo o binário fornecido ao gerador muito próximo do valor de referência calculado ao longo de todo o período de simulação.

As simulações realizadas no *software Matlab Simulink*, para os dois cenários de operação considerados, o perfil de rajada de vento e o perfil eólico típico, permitiram compreender de forma detalhada o comportamento dinâmico de cada subsistema. Os períodos de maior e menor produção de hidrogénio foram consistentemente associados a períodos de maior e menor abundância do recurso eólico, respetivamente. Foi igualmente possível confirmar a premissa inicial de que o eletrolisador opera de forma mais eficiente quando alimentado por uma potência DC constante: no caso do perfil eólico, a produção acumulada de hidrogénio foi substancialmente inferior à obtida no perfil de rajada, devido às constantes oscilações na potência de alimentação.

6.2 Trabalhos futuros

O modelo de simulação integrado desenvolvido, validado através da análise dos cenários de rajada de vento e de perfil eólico turbulento, demonstra a viabilidade técnica da integração entre a turbina eólica, o conversor AC/DC e o eletrolisador PEM, constituindo assim uma ferramenta de referência para o estudo integrado de sistemas de produção de hidrogénio verde a partir de energia eólica offshore, e abrindo naturalmente um conjunto de oportunidades de investigação e desenvolvimento.

A necessidade de compatibilizar as tensões do conversor AC/DC e do eletrolisador pode passar pela introdução de um conversor DC/DC dedicado à interface entre o barramento DC e o eletrolisador, o que conferiria maior flexibilidade operacional e proteção do equipamento de eletrólise face a transitórios de tensão.

Uma segunda oportunidade de desenvolvimento diz respeito à implementação de um controlador de ângulo de pitch ativo. O modelo de turbina utilizado no presente trabalho considerou o ângulo de pitch fixo, o que foi adequado para a gama de velocidades analisada, mas que constitui uma limitação quando se pretende estudar o comportamento do sistema para velocidades de vento superiores à nominal. A implementação deste controlador permitiria limitar a potência mecânica extraída pelo rotor nas regiões de operação mais elevadas, avaliar o impacto desta limitação na qualidade da potência fornecida ao eletrolisador e estudar cenários de operação mais abrangentes e realistas.

Por fim, uma terceira vertente de investigação relevante consiste na simulação do sistema integrado com perfis de vento obtidos através de *forecasting* eólico. Os perfis utilizados no presente trabalho foram de natureza sintética e de curta duração. A utilização de séries temporais geradas

por modelos de previsão meteorológica permitiria aproximar as condições de simulação à realidade operacional de um parque *offshore*, avaliar o desempenho do sistema em horizontes temporais mais alargados e estimar a produção anual de hidrogénio com maior rigor e credibilidade.

Referências

- [1] Eugene C. Morgan et al. «Probability distributions for offshore wind speeds». Em: *Energy Conversion and Management* 52.1 (2011), pp. 15–26. ISSN: 0196-8904. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2010.06.015>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S019689041000227X>.
- [2] O. Anaya-Lara. «12 - Offshore wind farm arrays». Em: *Offshore Wind Farms*. Ed. por Chong Ng e Li Ran. Woodhead Publishing, 2016, pp. 389–417. ISBN: 978-0-08-100779-2. DOI: <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-100779-2.00012-X>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B978008100779200012X>.
- [3] O. Anaya-Lara et al. «Energy Conversion Systems for Offshore Wind Turbines». Em: *Offshore Wind Energy Technology*. 1st. Chichester, U.K.: Wiley, 2018. Cap. 2, pp. 13–36.
- [4] Berlin Wu et al. *Power Conversion and Control of Wind Energy Systems*. Jul. de 2011, pp. 37–279, 324–325. ISBN: 978-0-470-59365-3. DOI: [10.1002/9781118029008](https://doi.org/10.1002/9781118029008).
- [5] Alessandro Singlitico, Jacob Østergaard e Spyros Chatzivasileiadis. «Onshore, offshore or in-turbine electrolysis? Techno-economic overview of alternative integration designs for green hydrogen production into Offshore Wind Power Hubs». Em: *Renewable and Sustainable Energy Transition* 1 (2021), p. 100005. ISSN: 2667-095X. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rset.2021.100005>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2667095X21000052>.
- [6] Giorgos Varras e Michail Chalaris. «Critical Review of Hydrogen Production via Seawater Electrolysis and Desalination: Evaluating Current Practices». Em: *Journal of Electrochemical Energy Conversion and Storage* 21 (dez. de 2023), pp. 1–26. DOI: [10.1115/1.4064381](https://doi.org/10.1115/1.4064381).
- [7] Ma Suliang et al. «A cold/hot start-integrated control strategy in multi-electrolyzer systems for enhancing electrolyzer balance and lifespan». Em: *International Journal of Hydrogen Energy* 186 (nov. de 2025), p. 151872. DOI: [10.1016/j.ijhydene.2025.151872](https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2025.151872).
- [8] Lucia del Rosario Garrido Rios et al. «Produção de hidrogênio verde e o consumo de água em plantas de eletrólise». Em: *Contribuciones a las ciencias sociales* 17.12 (nov. de 2024), e12927. DOI: [10.55905/revconv.17n.12-294](https://doi.org/10.55905/revconv.17n.12-294). URL: <https://ojs.revistacontribuciones.com/ojs/index.php/clcs/article/view/12927>.
- [9] Banghao Zhou, Jianfeng Lu e Kwok Lo. «A Summary Study of Wind Turbine with Related Control». Em: *Energy and Power Engineering* 09 (jan. de 2017), pp. 270–280. DOI: [10.4236/epe.2017.94B032](https://doi.org/10.4236/epe.2017.94B032).
- [10] Carlos Gutiérrez Ortega, Daniel Sarabia Ortiz e Alejandro Merino Gómez. «Wind Turbines Power Coefficient Estimation Using Manufacturer’s Information and Real Data». Em: 2025. URL: <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:279777586>.

- [11] Xiangyang Cao et al. «Maximum Power Point Tracking Control of Offshore Wind-Photovoltaic Hybrid Power Generation System with Crane-Assisted». Em: *Computer Modeling in Engineering & Sciences* (abr. de 2025). DOI: [10.32604/cmes.2025.063954](https://doi.org/10.32604/cmes.2025.063954).
- [12] Haitham Abu-Rub, Mariusz Malinowski e Kamal Al-Haddad. *Power Electronics for Renewable Energy Systems, Transportation and Industrial Application*. Mai. de 2014, pp. 1–795. ISBN: 9781118634035. DOI: [10.1002/9781118755525](https://doi.org/10.1002/9781118755525).
- [13] Timothy Aika. «A concise overview of generators for wind energy system». Em: (jan. de 2020).
- [14] Majid Abdullah, Chee Wei Tan e Saidur Rahman. «Review of maximum power point tracking algorithms for wind energy systems». Em: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 16 (jun. de 2012), pp. 3220–3227. DOI: [10.1016/j.rser.2012.02.016](https://doi.org/10.1016/j.rser.2012.02.016).
- [15] Mengxing Chen et al. «Overview of Power Electronic Converter Topologies Enabling Large-Scale Hydrogen Production via Water Electrolysis». Em: *Applied Sciences* 12 (fev. de 2022), p. 1906. DOI: [10.3390/app12041906](https://doi.org/10.3390/app12041906).
- [16] M. Dessel e Geert Deconinck. «Power electronic grid connection of PM synchronous generator for wind turbines». Em: dez. de 2008, pp. 2200–2205. DOI: [10.1109/IECON.2008.4758298](https://doi.org/10.1109/IECON.2008.4758298).
- [17] Hugo Lopez. «Maximum power tracking control scheme for wind generator systems». PhD Thesis. Texas, EUA: Texas A&M University, dezembro de 2007.
- [18] Roberto Quintal. «Operation and faults analysis of energy-saving permanent magnet synchronous generator for small wind turbine». PhD Thesis. Jan. de 2020. DOI: [10.13140/RG.2.2.27528.03847](https://doi.org/10.13140/RG.2.2.27528.03847).
- [19] Prabha Kundur. *Power System Stability And Control*. EPRI power system engineering series. McGraw-Hill, 1994. ISBN: 9780070635159. URL: https://books.google.pt/books?id=v3RxH_GkwmsC.
- [20] Ali Abdul e Ali Altahir. *Park and Clark Transformations Park and Clark Transformations: A Short Review*. Rel. téc. Abr. de 2020, pp. 1–3. DOI: [10.13140/RG.2.2.20287.46241](https://doi.org/10.13140/RG.2.2.20287.46241).
- [21] Joan Francesc Quetglas Villalonga. «Modelling and Control of PMSG Based Offshore Wind Turbine». Master Dissertation. Lisbon, Portugal: Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, set. de 2022.
- [22] PMSM. Disponível em: <https://www.mathworks.com/help/releases/R2025a/sps/ref/pmsm.html> [Acedido em: 29/maio/2026].
- [23] Muhammad Faisal et al. «Maximizing wind turbine efficiency using MATLAB SIMULINK with integrated PMSG and MPPT». Em: *Next Sustainability* (2025). URL: <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:282237567>.
- [24] Javier Viñuelas Ferrando. «Modelling and Simulation of Hydrogen Electrolyzers for Power System Applications». Master Dissertation. Stockholm, Sweden: KTH Royal Institute of Technology, 2023.
- [25] Agata Godula-Jopek. *Hydrogen Production: By Electrolysis*. Fev. de 2015, pp. 1–402. ISBN: 9783527333424. DOI: [10.1002/9783527676507](https://doi.org/10.1002/9783527676507).
- [26] André Faria Quesado. «Avaliação Técnica de Tecnologias de Eletrólise para Produção de Hidrogénio Renovável». Tese de mestrado. Porto, Portugal: Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, jul. de 2024.

- [27] Abhigyan Majumdar et al. «Control and control-oriented modeling of PEM water electrolyzers: A review». Em: *International Journal of Hydrogen Energy* 48 (mai. de 2023), pp. 32220–32227. DOI: [10.1016/j.ijhydene.2023.04.204](https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2023.04.204).
- [28] *PEM Electrolysis System*. Disponível em: <https://www.mathworks.com/help/simscape/ug/pem-electrolysis-system.html>. [Acedido em: 21/maio/2026.]
- [29] Zakria Toor, Haitham Bahaidarah e Mohamed Zayed. «Research on aerodynamic performances of the vertical-axis wind turbines under different wind gust configurations: comparative numerical modeling». Em: *Multiscale and Multidisciplinary Modeling, Experiments and Design* 9 (fev. de 2026). DOI: [10.1007/s41939-025-01152-z](https://doi.org/10.1007/s41939-025-01152-z).
- [30] *Wind turbines – Part 1: Design requirements*. Standard IEC 61400-1:2005(E). International Electrotechnical Commission (IEC), ago. de 2005.

Apêndice A

Parâmetros do sistema de eletrólise

Tabela A.1: Parâmetros escalados no bloco *Recirculation*

Área do tanque de separação	2,25 m ²
Nível máximo de líquido	2,5 m
Nível inicial de líquido	1,25 m
Fluxo Máximo	0,4 kg/s

Tabela A.2: Parâmetros escalados no bloco *Heat Exchanger*

Cumprimento do cano	4 m
Área de secção transversal	0,00375 m ²
Diâmetro hidráulico	0,024057 m

Tabela A.3: Parâmetros escalados no bloco *Anode Fluid Channels*

Cumprimento do cano de entrada de água	89,443 cm
Área de secção transversal de entrada de água	9280 cm ²
Diâmetro hidráulico de entrada de água	10 m
Cumprimento do cano de saída de água	89,443 cm
Área de secção transversal de saída de água	9280 cm ²
Diâmetro hidráulico de saída de água	10 m

Tabela A.4: Parâmetros escalados no bloco *Cathode Gas Channels*

Cumprimento do cano de saída de hidrogénio	178,89 cm
Área de secção transversal de saída de hidrogénio	9280 cm ²
Diâmetro hidráulico de saída de hidrogénio	10 m

Parâmetros do sistema de eletrólise

Tabela A.5: Parâmetros escalados no bloco *MEA Thermal Mass*

Massa	417,6 kg
-------	----------

Tabela A.6: Parâmetros escalados no bloco *Membrane Electrode Assembly*

Número de células na <i>stack</i>	290
Área da célula	2000 cm^2

Apêndice B

Outros resultados

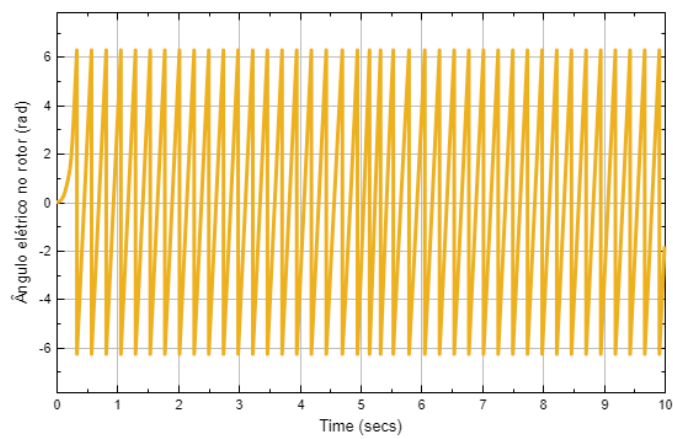


Figura B.1: Ângulo do rotor durante o perfil de rajada de vento.

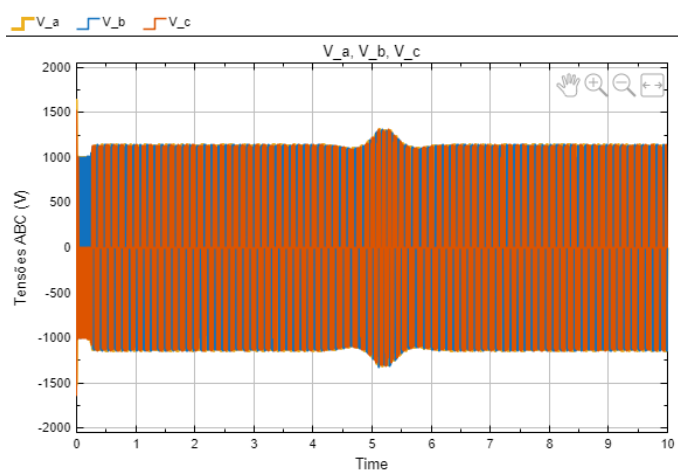


Figura B.2: Tensões trifásicas na saída do gerador durante o perfil de rajada de vento.

Outros resultados

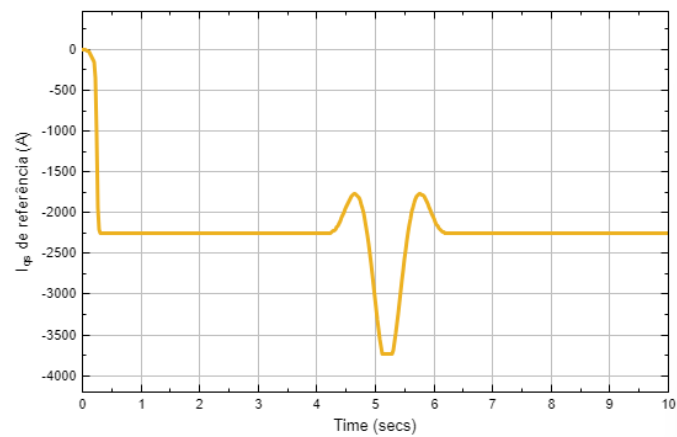


Figura B.3: Corrente de referência do eixo em quadratura durante o perfil de rajada de vento.

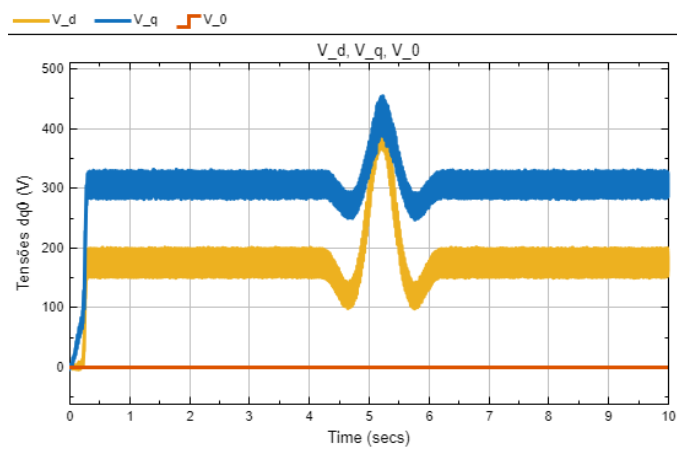


Figura B.4: Tensões homopolares, de eixo direto e de eixo em quadratura durante o perfil de rajada de vento.

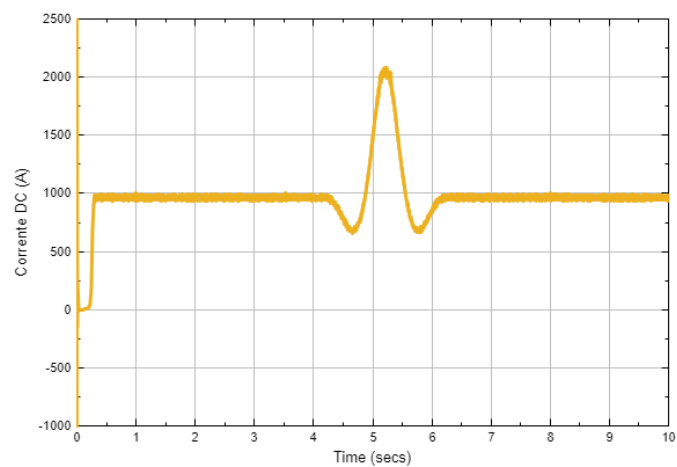


Figura B.5: Corrente no barramento DC durante o perfil de rajada de vento.

Outros resultados

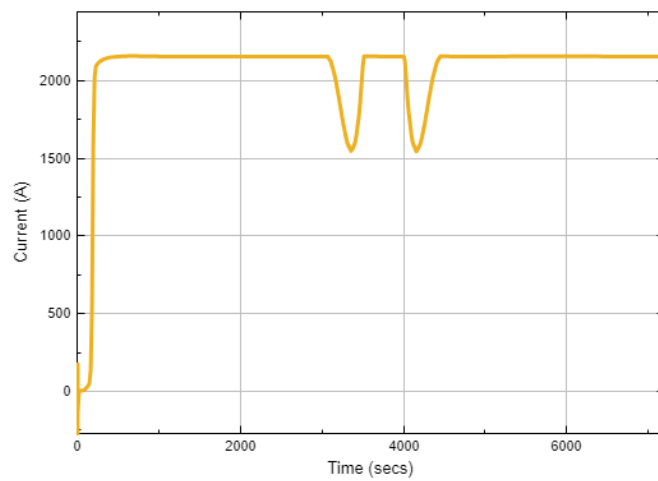


Figura B.6: Corrente no eletrolisador PEM durante o perfil de rajada de vento.

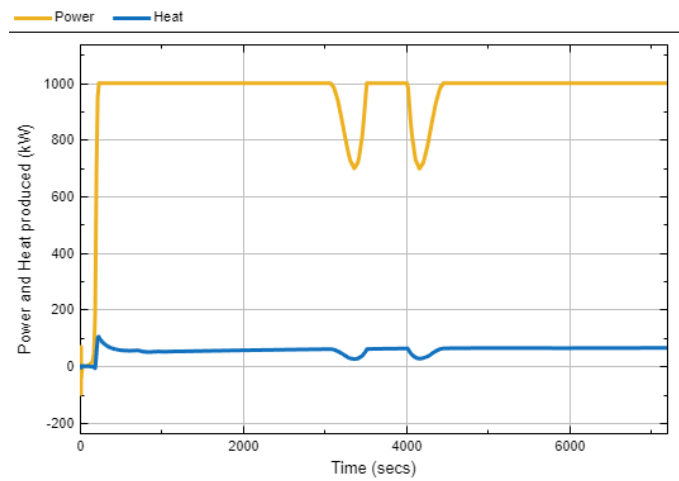


Figura B.7: Potência fornecida ao eletrolisador e calor dissipado durante o perfil de rajada de vento.

Outros resultados

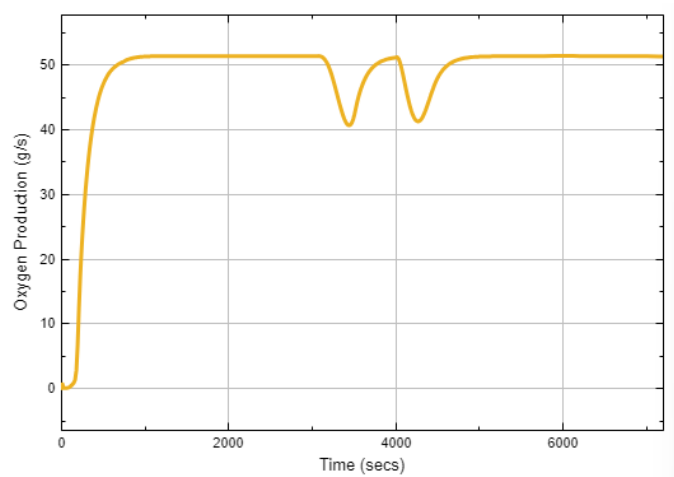


Figura B.8: Massa de oxigénio produzida durante o perfil de rajada de vento.

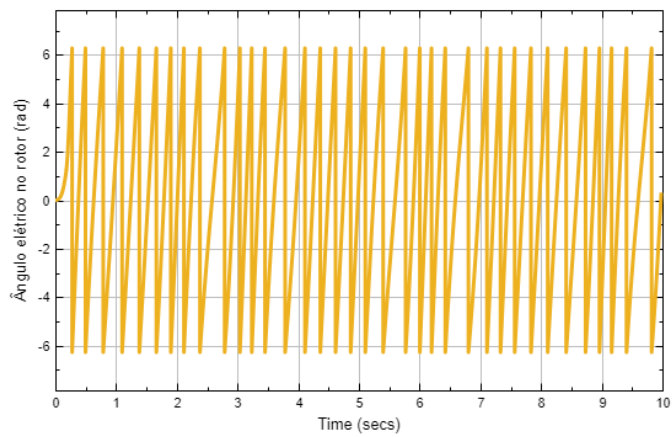


Figura B.9: Ângulo do rotor durante o perfil eólico.

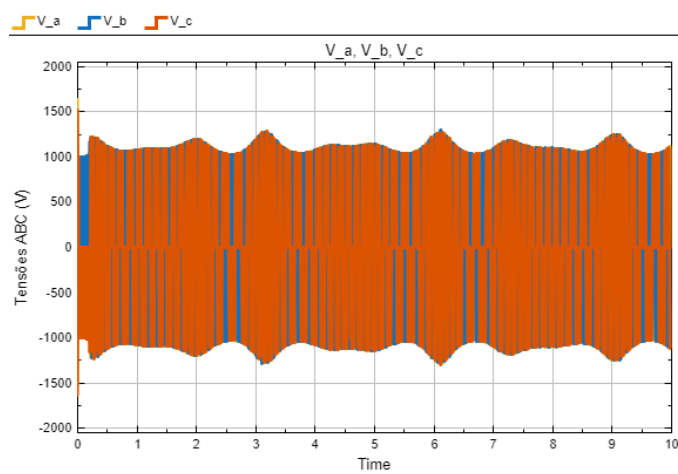


Figura B.10: Tensões trifásicas na saída do gerador durante o perfil eólico.

Outros resultados

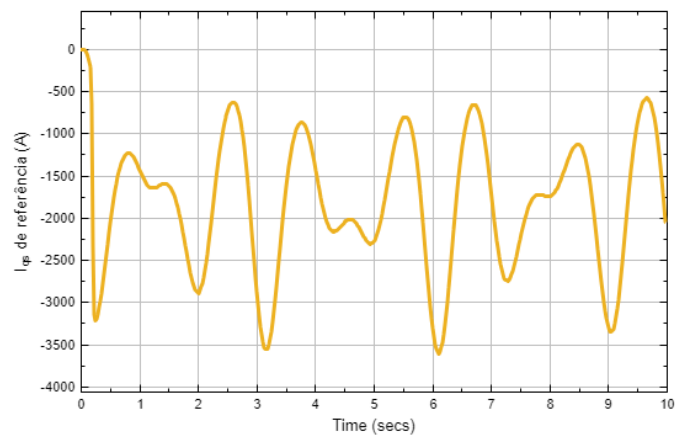


Figura B.11: Corrente de referência do eixo em quadratura durante o perfil eólico.

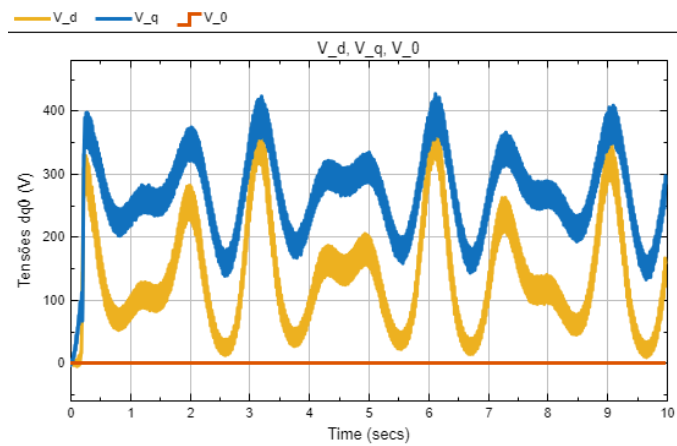


Figura B.12: Tensões homopolares, de eixo direto e de eixo em quadratura durante o perfil eólico.

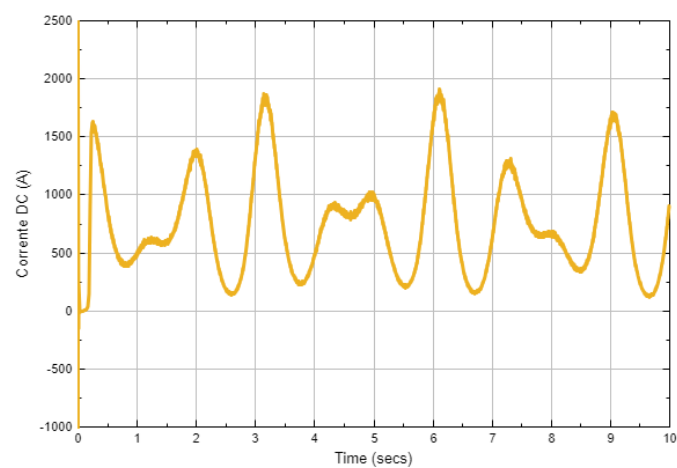


Figura B.13: Corrente no barramento DC durante o perfil eólico.

Outros resultados

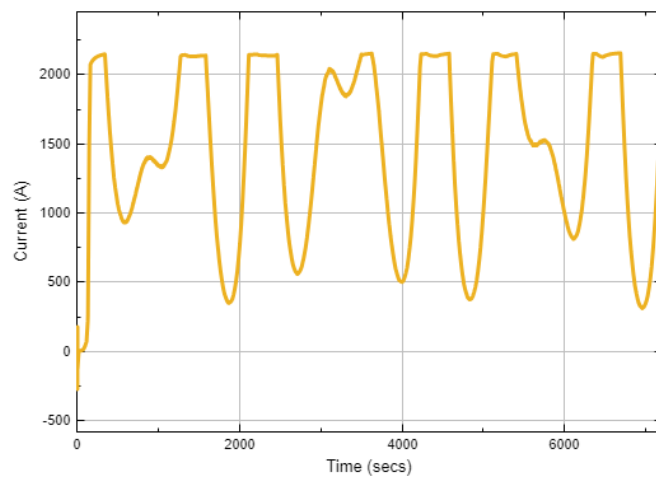


Figura B.14: Corrente no eletrolisador PEM durante o perfil eólico.

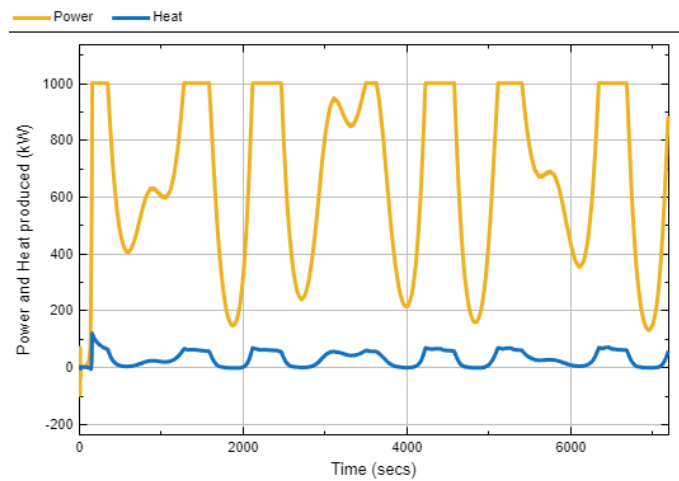


Figura B.15: Potência fornecida ao eletrolisador e calor dissipado durante o perfil eólico.

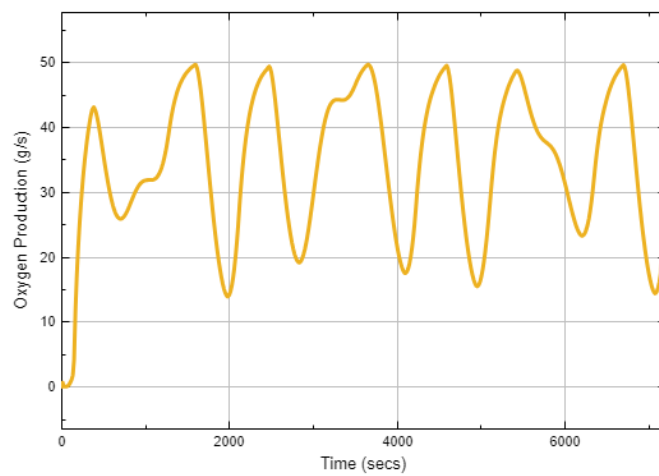


Figura B.16: Massa de oxigênio produzida durante o perfil eólico.

Apêndice C

Modelo integral em *Simulink* da turbina, gerador, controle e conversor

