UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO–USP
ESCOLA POLITÉCNICA

Marina Linhares Anders

**Análise Transitória de Faltas em
Geradores Síncronos no Contexto da
Energia Eólica**

São Paulo
2018

Marina Linhares Anders

**Análise Transitória de Faltas em
Geradores Síncronos no Contexto da
Energia Eólica**

Dissertação de mestrado apresentada à Escola Politécnica para a obtenção do título de Mestre em Ciências.

São Paulo
2018

Marina Linhares Anders

**Análise Transitória de Faltas em
Geradores Síncronos no Contexto da
Energia Eólica**

Dissertação de mestrado apresentada à Escola Politécnica para a obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de concentração: Sistemas de Potência

Orientador: Prof. Dr. Renato Machado Monaro

Coorientador: Prof. Dr. Silvio Giuseppe Di Santo

São Paulo

2018

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Anders, Marina Linhares

Análise Transitória de Falhas em Geradores Síncronos no Contexto da Energia Eólica / M. L. Anders -- versão corr. -- São Paulo, 2018.
82 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas.

1.Fontes Renováveis de Energia 2.Sistemas Elétricos de Potência
I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas II.t.

Agradecimentos

Agradeço, primeiramente, à minha família. Sobretudo meus pais, Andrea e Claudio, minhas queridas avós Elza e Selma, e minha tia e madrinha, sempre presente, Stella Maris.

Ao meu companheiro, Dyego, sempre ao meu lado compartilhando momentos mais difíceis, como também os melhores desta e de outras jornadas.

Aos meus colegas de trabalho, em especial ao Bruno, Rodney e Guacira, que acrescentaram valor ao meu trabalho e com os quais eu sou grata pela sincera amizade e generosa colaboração.

Ao meu orientador, Monaro, sempre presente, justo e atencioso, agradeço a oportunidade que me foi concedida e a confiança depositada. Ao meu co-orientador, Silvio, pelos direcionamentos e disponibilidade para ajudar em diferentes situações.

À Fundação de Apoio à Universidade de São Paulo (FUSP) e a CNPq pelo suporte financeiro que viabilizou a realização deste trabalho.

Resumo

A comunidade internacional vem continuamente alertando sobre os riscos ambientais advindos da emissão de gases de efeito estufa. Considerada uma alternativa limpa, segura e de baixo impacto ambiental, a energia eólica tem se tornado uma alternativa para geração de eletricidade. No Brasil, tem-se realizado grandes investimentos na construção de parques eólicos e seu contínuo crescimento tem motivado a realização de estudos que proponham melhorias no funcionamento do sistema. Devido à característica inconstante do vento, os aerogeradores comerciais utilizados nos parques eólicos frequentemente possuem conversores de potência, desta forma, apresentam características diferentes em relação a sistemas de geração convencionais quando da ocorrência de faltas internas. Este estudo propõe a análise de transitórios eletromagnéticos em aerogeradores que utilizam geradores síncronos associados a conversores de potência, com ênfase nas faltas internas. Para tanto, foi realizado o equacionamento dinâmico do sistema que representa o aerogerador conectado à rede através do conversor *back-to-back*. A partir das funções de transferências obtidas, foram definidos os ajustes para os controladores através do método simétrico ótimo. Para a validação do sistema de controle foi elaborado o modelo computacional do sistema, a partir do qual foram gerados resultados que possibilitam melhor compreensão da atuação dos controladores e das formas de onda do sistema. Por fim, foram aplicadas faltas em diversos pontos do sistema, gerando como resultados gráficos que apresentam a interação entre as proteções dos conversores, local de ocorrência das faltas, resistência de falta e as grandezas analisadas.

Palavras-chave: Transitórios eletromagnéticos. Gerador Síncrono Eletricamente Excitado. Energia Eólica. Controle Vetorial. Análise de Faltas.

Abstract

The international community has been continuously warning of environmental risks arising from greenhouse gas emissions. For being considered as a clean, safe and low environmental impact alternative, wind energy has been considered attractive for electricity generation. Brazilian government have made great investments in the construction of wind farms, and its continued growth has motivated studies proposing improvements for the wind power generation systems. Commercial wind turbines used in wind farms, often employ power converters, behaving different from conventional electromechanical generation systems in the event of internal faults. This study proposes the analysis of electromagnetic transients in wind turbines that use synchronous generators in association with power converters, with emphasis in internal faults. For this, the dynamic behaviour of the system representing the wind turbine connected to the network through the back-to-back converter was performed. Based on the transfer functions obtained, the settings for the controllers were defined by the optimal symmetric method. In order to validate the control system a computational model was elaborated, from which graphics were generated, allowing a better understanding of the controllers actuation and the waveforms of the system. Finally, faults were applied in multiple points of the system, generating as results, graphs that show the interaction between the protections of the converters, place of occurrence of faults, fault resistance and the parameters analyzed.

Keywords: Eletromagnetic Transients. Elecrically Excited Synchronous Generator. Wind Energy. Vectorial Control. Fault Analysis.

Lista de ilustrações

Figura 1	Componentes de um aerogerador.	29
Figura 2	Diagrama de blocos do sistema de controle.	38
Figura 3	Desenho simplificado da rede trifásica	38
Figura 4	Desenho simplificado da rede	39
Figura 5	Diagrama fasorial do sistema do lado da rede	40
Figura 6	Controle desacoplado de corrente do lado da rede	45
Figura 7	Diagrama de blocos para $H_{eq,r}$	45
Figura 8	Diagrama de blocos para a malha de controle da tensão no elo CC . . .	46
Figura 9	Diagrama de blocos para $H_{eq,q}$	48
Figura 10	Diagrama de blocos a malha de controle de velocidade	48
Figura 11	Configuração do sistema para realização dos testes de corrente	52
Figura 12	Resultados para o teste do controle de corrente do lado da rede	53
Figura 13	Configuração do sistema para realização dos testes do controle da tensão no elo CC	54
Figura 14	Resultados para o teste do controle de tensão no elo CC	54
Figura 15	Configuração do sistema para realização dos testes do controle de corrente do lado do gerador	55
Figura 16	Resultados para o teste do controle de corrente para o Gerador Síncrono (GS)	55
Figura 17	Configuração do sistema para realização dos testes do controle de velocidade	56
Figura 18	Resultados para o teste do controle de velocidade para o GS	56
Figura 19	Resultados para o teste para os controles integrados	58
Figura 20	Pontos de aplicação das faltas. Fonte: Elaborado pela autora	59
Figura 21	Resultados para análise da falta 1	60
Figura 22	Resultados para análise da falta 2	62
Figura 23	Resultados para análise da falta 3	63

Figura 24	Resultados para análise da falta 4	65
Figura 25	Resultados para análise da falta 5	66
Figura 26	Resultados para análise da falta 1 com $R_{flt} = 0,1\Omega$	74
Figura 27	Resultados para análise da falta 1 com $R_{flt} = 1\Omega$	75
Figura 28	Resultados para análise da falta 1 com $R_{flt} = 10\Omega$	76
Figura 29	Resultados para análise da falta 2 com $R_{flt} = 0,1\Omega$	77
Figura 30	Resultados para análise da falta 2 com $R_{flt} = 1\Omega$	78
Figura 31	Resultados para análise da falta 3 com $R_{flt} = 0,1\Omega$	79
Figura 32	Resultados para análise da falta 3 com $R_{flt} = 1\Omega$	80
Figura 33	Resultados para análise da falta 4 com $R_{flt} = 0,1\Omega$	81
Figura 34	Resultados para análise da falta 4 com $R_{flt} = 1\Omega$	82

Lista de tabelas

Tabela 1	Ajuste dos parâmetros dos controladores.	50
Tabela 2	Valores dos parâmetros dos controladores	52
Tabela 3	Parâmetros do sistema	52
Tabela 4	Operação do GS definida para cada falta	59

Lista de siglas

IDF Índice de Diagnóstico de Falhas

GIRB Gerador de Indução de Rotor Bobinado

EESG *Electrically Excited Synchronous Generator*

ZDC *Zero D-axis Current*

DFIG *Doubly Fed Induction Generator*

SCIG *Squirrel Cage Induction Generator*

PMSG *Permanent Magnet Synchronous Generator*

MTPA *Minimum Torque per Ampere*

MPPT *Maximum Power Point Tracking*

GS Gerador Síncrono

SCSA *Stator Current Signature Analysis*

SCIG *Squirrel Cage Induction Generator*

UPF *Unity Power Factor*

GI Gerador de Indução

SIN Sistema Interligado Nacional

VSC *Voltage-source Converter*

Lista de símbolos

λ_r	Fluxo nos enrolamentos do rotor
ϕ_s	Defasagem angular entre tensão e corrente no GS
θ_i	Ângulo de fase de corrente do GS
θ_v	Ângulo de fase de tensão do GS
i_{ds}	Componente de eixo direto da corrente do estator
i_{qs}	Componente de eixo em quadratura da corrente do estator
L_d	Indutância própria de eixo direto do GS
L_{md}	Indutância mútua de eixo direto do GS
L_{mq}	Indutância mútua de eixo em quadratura do GS
L_q	Indutância própria de eixo em quadratura do GS
P_p	Pares de polos
T_e	Torque Eletromagnético
ω_e	Velocidade elétrica síncrona do rotor
ω_m	Velocidade mecânica do GS
ω_s	Velocidade angular da rede elétrica
τ_g	Constante de tempo da rede
f_{pwm}	Frequência de chaveamento
H	Constante inércia do GS
i_{cc}	Corrente no elo CC

i_{dg}	Componente de eixo direto de corrente na rede
i_{ds}	Componente de eixo direto de corrente do GS
i_f	Corrente de campo do GS
i_{qg}	Componente de eixo em quadratura de corrente na rede
i_{qs}	Componente de eixo em quadratura de corrente do GS
i_s	Corrente estatórica do GS
J	Momento de inércia do GS
L_g	Componente indutiva do filtro do lado da rede
P_{CA}	Potência ativa na rede
P_{nom}	Potência nominal do GS
Q_{CA}	Potência reativa na rede
R_{flt}	Resistência de falta
R_f	Resistência do enrolamento de campo do GS
R_g	Componente resistiva do filtro do lado da rede
R_r	Resistência dos enrolamentos do rotor do GS
R_s	Resistência dos enrolamentos do estator do GS
R_t	Resistência de terra
T_a	Tempo de atraso na geração do PWM
T_m	Constante de tempo do circuito de campo do GS
v_g	Fasor de tensão na rede
v_{cc}	Tensão no elo CC
v_{df}	Componente de eixo direto da tensão no filtro do lado da rede
v_{dg}	Componente de eixo direto de tensão na rede
v_{ds}	Componente de eixo direto de tensão do GS
v_f	Tensão de campo do GS
$v_{nom,gerador}$	Tensão AC nominal do GS

$v_{nom,rede}$ Tensão AC nominal da rede

v_{qf} Componente de eixo em quadratura da tensão no filtro do lado da rede

v_{qg} Componente de eixo em quadratura de tensão na rede

v_{qs} Componente de eixo em quadratura de tensão do GS

Sumário

1	Introdução	23
1.1	Objetivos e justificativa	27
2	Visão geral de aerogeradores	29
2.1	Controle aerodinâmico de aerogeradores	30
2.2	Tipos de geradores elétricos	31
2.3	Estratégias de controle para geradores síncronos	33
2.4	Considerações finais sobre o capítulo	35
3	Controle do conversor <i>back-to-back</i>	37
3.1	Equacionamento dinâmico do lado da rede	37
3.2	Equacionamento dinâmico para o elo de corrente contínua	41
3.2.1	Equacionamento dinâmico do conversor VSC e excitatriz estática	41
3.3	Equacionamento dinâmico do gerador síncrono	42
3.4	Controle do conversor do lado da rede	44
3.4.1	Controle de corrente	44
3.4.2	Controle do elo de corrente contínua	45
3.5	Controle do conversor do lado do gerador	46
3.5.1	Controle de corrente	47
3.5.2	Controle da corrente de campo	47
3.5.3	Controle de velocidade	47
3.6	Ajuste dos parâmetros de controle	48
4	Simulação computacional do gerador eólico com máquina síncrona	51
4.1	Teste dos controles dos conversores	51
4.1.1	Teste do controle de corrente do lado da rede	51
4.1.2	Teste do controle de tensão no elo de corrente contínua	53
4.1.3	Teste do controle de corrente do lado do GS	54

4.1.4	Teste do controle da velocidade rotacional	56
4.1.5	Teste do controle global	57
4.2	Análise de faltas em arogeradores com gerador síncrono	57
4.2.1	Falta bifásica nos terminais do estator	59
4.2.2	Falta bifásica nos terminais do conversor do lado da máquina . . .	61
4.2.3	Falta entre os polos do elo CC	61
4.2.4	Falta bifásica nos terminais do conversor do lado da rede	64
4.2.5	Falta monofásica na rede	64
5	Conclusões	67
	Referências	69
	Apêndices	71
APÊNDICE A	Análise de sensibilidade	73

Introdução

A sociedade tem se tornado gradativamente mais dependente da oferta de energia elétrica. Apesar dos esforços na implementação de medidas de eficiência energética, o desenvolvimento das nações, em geral, vem acompanhado de um aumento na demanda por energia, o que motiva a busca por fontes que garantam uma geração viável em termos de custo, segurança e disponibilidade.

As fontes primárias de energia são classificadas como renováveis e não-renováveis. Um recurso natural não renovável leva longos períodos de tempo para se repor, desta forma, encontram-se disponíveis em quantidades finitas na natureza, como é o caso dos combustíveis fósseis como petróleo, gás e carvão mineral, que são os principais recursos utilizados na geração termoeleétrica convencional. Há, entretanto, a possibilidade de se aproveitar recursos naturais renováveis para fins de geração energética, como ocorre na geração de energia eólica, além das formas hidroelétrica, solar, geotérmica e biomassa entre outros, sendo estas formas de geração favoráveis pois estes recursos estão presentes na natureza de forma inesgotável.

A queima de combustíveis fósseis para geração termoeleétrica, além de representar um gasto contínuo com os combustíveis, gera gases de efeito estufa e compostos de enxofre, trazendo efeitos ambientais indesejáveis como o aquecimento global, chuva ácida e poluição do ar. Formas alternativas de se produzir energia a partir de recursos renováveis são cada vez mais visadas. A energia eólica, que é tida como segura e não poluente é uma das formas de energia que mais tem ganhado destaque.

Quanto ao cenário mundial, tem-se obtido aumentos sucessivos na quantidade de energia eólica gerada. Em 2016 a capacidade mundial instalada aumentou em 54,6 GW, um crescimento superior a 12% em relação ao ano anterior, atingindo ao fim de 2016 os 486,8GW. A China, que vem liderando o mercado mundial de energia eólica desde 2009, e até o fim de 2016 possuía 168,7GW de capacidade instalada, em seguida tem-se Estados Unidos, Alemanha, Espanha, Índia e Reino Unido, França, Canadá e Brasil na lista de países com capacidade instalada superior a 10.000MW (GWEC, 2016).

O Brasil possui maior capacidade em geração de energia eólica na América Latina, com

uma potência fiscalizada de cerca de 11,85GW, o que corresponde a 7,61% de um total de 155,74GW de energia elétrica injetada no Sistema Interligado Nacional (SIN) (ANEEL, 2016). Apesar da tímida porcentagem, a energia eólica é a forma de geração que mais tem crescido no Brasil, impulsionado por programas governamentais como o Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica (PROINFA) que financiou projetos de energia renovável, bem como promoveu o fomento da indústria de base dessas fontes.

Em relação aos aspectos técnicos, deve-se garantir que não haja perturbações oriundas do fluxo de vento, por isso as turbinas eólicas devem se manter distanciadas entre si por 5 a 10 vezes a altura da torre, de forma que os terrenos utilizados para geração eólica podem chegar a longas extensões, podendo porém ser aproveitados simultaneamente para fins como agricultura, pecuária e lazer. Apesar de apresentarem baixo impacto ambiental, sobretudo quando comparados a formas de geração convencionais tais como grandes usinas hidroelétricas e termoeletricas, os aerogeradores de grande porte geram ruídos e impactos visuais capazes de provocar incômodo no caso de instalações próximas a áreas residenciais, além de provocar a morte de pássaros, sendo indesejáveis em rotas de fluxo migratório das aves (PUCRS, 2015).

Os parques eólicos possuem, normalmente, capacidade de geração variável, podendo chegar a conter dezenas de aerogeradores. Um aerogerador comercial gera, em geral, entre 1 e 3 MW. Os parques eólicos podem ser *onshore* ou *offshore*. Os parques *offshore* operam em alto mar e por isso eliminam preocupações com a extensão, barulhos e impactos visuais. Uma vantagem dos parques *offshore* é que devido a baixa rugosidade, a altura das torres é reduzida, e a turbulência do vento em alto mar é inferior, o que aumenta a vida útil das turbinas. Porém a distância em relação aos centros de consumo acarreta custos adicionais com transmissão da energia gerada. Já os parques *onshore* são aqueles vistos com maior frequência por se tratarem de unidades em terra, estando mais próximos aos centros de consumo. Em ambos os casos, o tipo mais comum de aerogerador utilizado é o de eixo horizontal (PUCRS, 2015).

Os aerogeradores podem ser de velocidade fixa ou variável. Turbinas de velocidade fixa mantêm uma velocidade aproximadamente constante, que é definida pela engrenagem acionada, a frequência da rede e o número de polos do gerador. A melhor taxa de conversão se dá a uma determinada velocidade do vento, ficando assim comprometida a eficiência em outras velocidades. A energia gerada possui flutuações, resultando em problemas de qualidade de energia (WU et al., 2011).

Os aerogeradores de velocidade variável possuem um melhor aproveitamento da energia gerada pelo vento, em uma determinada faixa de velocidades. A turbina ajusta sua velocidade rotacional de acordo com a velocidade do vento. Desta forma, a razão entre a velocidade da turbina e a velocidade do vento se mantém em um valor ideal para obter-se a máxima eficiência na conversão em diferentes velocidades do vento. Para realizar o ajuste de velocidade no aerogerador, utilizam-se os conversores do tipo fonte de tensão, ou

VSCs, do inglês *Voltage-source Converters*. O sistema de conversão possibilita o controle de velocidade do gerador, cujo eixo é acoplado mecanicamente ao rotor, no caso, às pás do aerogerador. Por outro lado, o uso de conversores aumenta o custo de produção das turbinas, além de aumentar as perdas elétricas. Esses custos são compensados, no entanto, pelo aumento na energia gerada (WU et al., 2011).

Em sistemas de geração de energia de grande porte, como usinas hidroelétricas e termoelétricas, assim como em parques eólicos, os Geradores Síncronos (GSs) são amplamente utilizados. GSs possuem velocidade de rotação sincronizada com o eixo mecânico. Em parques eólicos, normalmente os GSs operam com frequência variável, devido à característica inconstante dos ventos. Entretanto, para possibilitar a conexão com a rede elétrica, dentre outros fatores, é necessário o uso de conversores de potência.

GSs possuem comportamento bem documentado quando utilizados em aplicações de geração convencional, tanto para operação em regime transitório quanto permanente. Para operação em velocidade variável e com o uso de conversores de potência, no entanto, têm comportamento transitório pouco estudado. O crescente interesse em análise de faltas em aerogeradores é evidenciado pelos trabalhos disponíveis na área, alguns deles serão apresentados a seguir.

Em (ZAGGOUT et al., 2014), é discutido um método de detecção de falhas elétricas no rotor da máquina em um aerogerador com a topologia DFIG. O estudo visa utilizar a malha de controle do conversor do lado do rotor para localizar faltas de assimetria elétrica do rotor, possibilitando um método de monitoramento da condição do gerador com sensibilidade para detecção de erro aprimorada. Foram realizados experimentos práticos para validar esta técnica. Um sistema-teste foi desenvolvido, utilizando um Gerador de Indução de Rotor Bobinado (GIRB) de 30kW, 4 polos e máquina CC para representar a turbina eólica.

Em (LU et al., 2009), é apresentado um estudo das principais causas de falha na geração eólica, assim como métodos de detecção de faltas e considerações gerais sobre proteção e manutenção preditiva dos equipamentos. O trabalho apresentado em (DANESHI-FAR; CAPOLINO; HENAO, 2010) explora métodos de monitoramento da operação de aerogeradores, considerações sobre detecção de falhas na operação de aerogeradores a partir dos dados oscilográficos da corrente no gerador.

Em (TOMA; CAPOCCHI; CAPOLINO, 2013) foi utilizado um novo tipo de rede neural para identificar faltas em Geradores de Indução (GIs). A máquina de indução de rotor bobinado duplamente alimentado, 5,5 kW, 220V, 8 polos, foi submetida a um conjunto de faltas internas, que originaram o banco de dados para a validação da rede neural. O GI foi associado a conversores de potência aos quais foram utilizadas as mesmas técnicas de controle aplicadas a geradores eólicos. Apenas faltas entre-espiras foram analisadas neste trabalho, e o número de espiras utilizadas no experimento era elevado, cerca de 12% do enrolamento.

No trabalho de (EL-NAGGAR; ERLICH, 2015) é feita uma análise detalhada da influência que o conversor do lado da rede exerce após o transformador de saída no momento de curto-circuito em turbinas eólicas com *Doubly Fed Induction Generator* (DFIG). Foram feitas análises sobre constante de tempo, frequências próprias e corrente de curto-circuito simétrica inicial. Foi desenvolvido o equacionamento matemático para a corrente de curto-circuito, sobre os quais foram obtidas equações aproximadas para constante de tempo e frequências. Em seguida foi simulado um modelo computacional do sistema com uma máquina de indução de 6,2 MVA. Pode-se observar que a resposta de falha do conversor do lado da rede pode ser desprezada, sem que haja alterações significativas na resposta de curto-circuito da máquina.

No estudo de (ROSHANFEKR; JALILIAN, 2016) propõe-se um Índice de Diagnóstico de Falhas (IDF) visando investigar, como também identificar curto-circuito entre espiras e assimetria resistiva de enrolamento, que são as falhas mais frequentes no enrolamento do estator em DFIGs, e então é feita a comparação dos resultados com o funcionamento do DFIG em situação de desequilíbrio de tensão da rede elétrica. A técnica proposta consiste na aplicação da transformada wavelet discreta sobre o sinal de tensão de referência do rotor utilizado no controle do conversor do lado do rotor, permitindo verificar a energia normalizada de coeficientes de interesse. Para verificar a precisão do IDF é realizada a simulação computacional do modelo de circuito magnético equivalente que contém o modelo para as falhas em DFIGs, utilizando um gerador de indução de rotor bobinado de 1,1 kW. Através dos resultados obtidos pode-se observar que o IDF é, de fato, capaz de identificar acuradamente os tipos de falha que a máquina foi submetida. Através da simulação computacional confirmou-se, ainda, que o IDF possui a mesma eficiência também em operação em velocidade variável.

No trabalho de (IBRAHIM; WATSON, 2016), é apresentado um método para detecção de faltas entre espiras em *Electrically Excited Synchronous Generators* (EESGs) e *Permanent Magnet Synchronous Generators* (PMSGs) baseado em *Stator Current Signature Analysis* (SCSA), apresentando o equacionamento matemático e simulação dos modelos de aerogerador baseado nas topologias mencionadas. O método utiliza análise do espectro de frequências na corrente estatórica para detectar uma ou mais faltas entre os enrolamentos das máquinas.

Em (PHAN et al., 2016) é discutido o comportamento dinâmico de um aerogerador com a topologia DFIG, propondo ainda o uso de um compensador D-STATCOM para melhorar a capacidade do gerador de manter-se conectado à rede, injetando potência reativa, quando da ocorrência de uma falta na rede elétrica. Equacionamento e simulação do modelo com aplicação de faltas simétricas e assimétricas foi apresentado.

O artigo (YAGAMI et al., 2016) aborda a estabilidade de elementos de geração distribuída de larga escala, como geração fotovoltaica e eólica, considerando que muitas fontes de geração distribuída não possuem capacidade de se manter conectadas a rede durante

quedas de tensão. O artigo mostra simulação de estabilidade transitória de GS durante quedas de tensão.

Apesar de haver alguns estudos envolvendo faltas em aerogeradores, e da evidente relevância do tema, há uma lacuna em se tratando de pesquisas que abordem análise de faltas internas em aerogeradores com GSs. Neste trabalho é apresentada a simulação de faltas aplicadas ao modelo computacional de um aerogerador com GS conectado a rede elétrica através de um conversor de escala completa.

No capítulo 2 são discorridos aspectos fundamentais de aerogeradores, bem como as principais topologias utilizadas, suas características e, por fim, as principais estratégias de controle utilizadas para geradores síncronos em velocidade variável. No capítulo 3 é detalhada a estratégia de controle utilizada para no conversor *back-to-back*, com o equacionamento dinâmico do sistema e a definição das malhas de controle. No capítulo 4 caracteriza-se o sistema elétrico estudado, são descritos os parâmetros utilizados, os ganhos dos controladores, a validação dos controles aplicados e, por fim, são apresentados os resultados de diferentes casos de aplicação de falta, com análise do efeito das faltas sobre diferentes grandezas estudadas.

1.1 Objetivos e justificativa

A presença de conversores de potência associados aos geradores elétricos possibilita que seja sintetizada uma tensão CA constante em frequência, ainda que o eixo mecânico conectado ao gerador possua velocidade variável. O comportamento transitório de GSs associados a conversores de potência, no entanto, possui pouca documentação quanto da ocorrência de faltas. Embora numerosos trabalhos tenham sido desenvolvidos com estudos de faltas externas aos parques eólicas, poucos abrangem faltas internos na turbina.

Este trabalho apresenta a simulação de faltas no aerogerador com a topologia EESG, as quais são aplicadas a diferentes pontos da turbina, gerando resultados que permitem uma melhor compreensão dos sinais elétricos gerados e sua correlação com as variáveis eletromecânicas.

Visão geral de aerogeradores

Uma turbina eólica de eixo horizontal consiste primariamente num conjunto composto por torre, nacele, rotor e fundação, conforme apresentado na figura 1,

Figura 1 – Componentes de um aerogerador.

Fonte: (BATAGLIOLI, 2017).

Uma turbina eólica deve suportar a interação com diversas forças do vento. Como prédios de grande porte, turbinas eólicas são estruturas pesadas, por isso é necessário uma estrutura de fixação capaz suportar altas cargas de peso e forças laterais provenientes do vento. Desta forma, a torre é fixada sobre uma fundação de concreto ampla e pesada, fornecendo suporte para a fixação da turbina. A fundação deve apresentar robustez suficiente para mantê-la firme e imóvel mediante a ação das forças do vento. Dentre os fatores que determinam as dimensões da fundação, tem-se o tamanho de turbina, tipo de solo, condições climáticas e topografia da região. Sobre a fundação é fixada a torre, que dá suporte às outras partes, mantendo-as acima do chão. A torre deve apresentar estrutura robusta, capaz de suportar o peso dos demais componentes, como também a força do vento incidente sobre a superfície da turbina, capaz de quebrar ou entortar facilmente uma estrutura fraca. Os geradores eólicos modernos, em sua maioria, utilizam estruturas tubulares, feitas de aço laminado em formato cilíndrico, aproximando-se para um formato

cônico na parte superior (HEMAMI, 2012).

O rotor consiste no conjunto de pás conectadas ao cubo (do inglês *hub*). Este conjunto é a parte rotacional da turbina, sendo as pás responsáveis por capturar a energia cinética do vento, convertendo-a no movimento de rotação transferido ao eixo principal. As pás são projetadas para o desempenho aerodinâmico, com base no *design* de asas de avião. Os materiais utilizados nas pás modernas, em geral são compostos de alumínio, fibra de vidro e fibra de carbono, visando obter uma boa relação força-peso, rigidez e durabilidade adequadas à atividade (WU et al., 2011). Para determinar a quantidade de pás em um aerogerador, calcula-se que um número maior de pás decorre em maior velocidade no eixo, o que possibilita menores caixas de engrenagens. Por outro lado, alta velocidade rotacional está diretamente ligada ao aumento do ruído gerado. A configuração mais otimizada e amplamente utilizada considerando velocidade no eixo, perturbação sonora, estresse mecânico e custo é a turbina de eixo vertical de três pás (HEMAMI, 2012).

A nacele é a estrutura intermediária entre o rotor e a torre. Permanece imóvel em relação ao rotor, porém rotaciona-se em relação a torre. À rotação da nacele dá-se o nome de mecanismo de *yaw*, que tem por fim orientar a turbina para a direção do vento. Este mecanismo é realizado pelo sistema composto por motores e engrenagens dedicados. O eixo de saída do rotor adentra a nacele, onde o eixo rotacional é conectado ao gerador, transformando a energia mecânica em energia elétrica. Em algumas turbinas esta conexão é feita de forma direta, em outras, tem-se a caixa de engrenagem entre o eixo principal (saída do rotor) e o eixo rápido, ao qual o gerador está conectado.

2.1 Controle aerodinâmico de aerogeradores

As pás do aerogerador são projetadas para capturar a máxima quantidade de energia do vento, com velocidades de 3 a 15 m/s. No projeto mecânico deve ser levada em consideração a proteção contra danos ao equipamento quando a velocidade excede o limite projetado. É então necessário que haja controle aerodinâmico da potência gerada para mantê-la em uma faixa aceitável. Para tanto, há três técnicas geralmente utilizadas: controle de *stall* ativo, *stall* passivo e controle tipo *pitch*. Quando a velocidade ultrapassa o limite máximo estabelecido, a turbina deve parar de gerar energia e ser desligada (WU et al., 2011).

Controle de *stall* passivo A lâmina do rotor é fixada no cubo em um ângulo de ataque ideal. Quando a velocidade do vento está no ponto ideal ou abaixo do valor estimado, as lâminas com este ângulo de ataque podem capturar a máxima potência gerada através do vento. Quando essa taxa é excedida, os ventos fortes podem gerar turbulência na superfície da lâmina que não está em contato com o vento, reduzindo a força de sustentação e prejudicando a velocidade rotacional da turbina. Este fenômeno

é chamado de *stall*. No controle de *stall* passivo, as lâminas são projetadas para que o *stall* ocorra apenas se a velocidade do vento ultrapassar o limite estabelecido. Por não precisar de acionadores mecânicos, sensores ou controladores, este método é mais robusto econômico, apresentando a desvantagem de não ter a geração de energia otimizada em baixas velocidades. É utilizado em turbinas de pequeno a médio porte (WU et al., 2011).

Controle de *stall* ativo Em turbinas com *stall* ativo, o fenômeno de *stall* pode ser induzido não só pelas altas velocidades, mas também pelo ângulo de ataque da lâmina. Desta forma, em turbinas com esse tipo de controle as pás possuem um mecanismo de ajuste capaz de manter a potência gerada dentro da faixa estimada, realizando o ajuste do ângulo de ataque de acordo com a incidência de vento no instante medido (WU et al., 2011).

Controle de *pitch* Assim como no controle de *stall* ativo, as pás com controle de *pitch* se movimentam no cubo do rotor, reduzindo o ângulo de ataque e girando as pás gradualmente fora da direção do vento quando sua velocidade for superior ao limite máximo. Diferentemente do controle de *stall* ativo, o controle de *pitch* direciona as pás da turbina para fora do vento, enquanto o *stall* ativo age virando as pás a favor vento, criando turbulências que reduzem a força de sustentação. O controle de *pitch* reage mais rápido que o controle de *stall*, promovendo melhor controlabilidade e sendo assim o mais utilizado em sistemas de geração eólica atuais (WU et al., 2011).

2.2 Tipos de geradores elétricos

Dentre os principais geradores elétricos utilizados em geradores eólicos, têm-se o GI duplamente alimentado, ou DFIG, o GI em gaiola de esquilo, *Squirrel Cage Induction Generator* (SCIG), o GS a imã permanente, PMSG e o GS eletricamente excitado, EESG.

O SCIG é amplamente utilizado devido a sua estrutura mecânica simples, baixa demanda por manutenção e alta eficiência em relação aos demais geradores utilizados em aerogeradores. Sua velocidade tem um pequeno desvio percentual quando da ocorrência de alterações na velocidade devido ao escorregamento, sendo este gerador mais frequentemente utilizado em turbinas de velocidade fixa. Turbinas eólicas que possuem SCIG requerem, de forma geral, mecanismos de *soft-start* e compensadores de reativos. Possuem uma característica de torque-velocidade diferenciada, transmitindo flutuações da energia gerada, sobretudo no momento de conexão com o sistema elétrico. Para limitar a corrente de *inrush* produzida, a conexão com a rede deve ser feita de forma gradual. Durante a operação normal, o SCIG é robusto e estável, entretanto, com a variação de carga, ocorre a compensação de reativos fluindo da rede para o enrolamento do estator, gerando um

baixo fator de potência. Para ser utilizado em turbinas de velocidade variável, é necessário o uso de um conversor *back-to-back* (ACKERMANN, 2005).

O DFIG possui os enrolamentos do estator diretamente conectados à rede trifásica com amplitude e frequência constantes, enquanto os enrolamentos do rotor estão conectados ao conversor *back-to-back*. Este sistema é adequado para a operação da turbina em velocidade variável, dado que a tensão no rotor é fixada pelo conversor, que compensa a diferença entre a frequência mecânica e elétrica injetando uma corrente no rotor com frequência variável, tornando sua operação robusta tanto em regime normal quanto na ocorrência de faltas. Dentre as principais vantagens do DFIG, pode-se citar a possibilidade de controlar de forma desacoplada a potência ativa e reativa, de forma que a corrente de magnetização não é fornecida somente pela rede, mas também pelo conversor. No entanto, o conversor do lado da rede é configurado para operar com fator de potência unitário. A potência total do conversor não é atrelada à potência total do gerador, mas da faixa de velocidade de operação devido ao escorregamento (ACKERMANN, 2005).

O GS possui estrutura mecânica mais complexa e custo elevado em relação ao GI em dimensões menores. No entanto, possui a grande vantagem de não utilizar corrente reativa de magnetização. O campo magnético no GS é criado por um circuito de excitação no EESG ou imã permanente no PMSG. O GS pode ser utilizado em sistemas *direct-drive*, sem a interface da caixa de engrenagens, caso tenha um grande número de polos. Como máquina síncrona, possibilita total controle da potência se conectado a rede elétrica através de um conversor bidirecional *back-to-back*. É utilizado em aplicações de turbinas eólicas velocidade variável (ACKERMANN, 2005).

O PMSG vem ganhando destaque por sua propriedade de autoexcitação, permitindo o funcionamento com elevado fator de potência e alta eficiência. O material utilizado para o imã, no entanto é de custo elevado e difícil processo de fabricação. A geração com excitação em imã permanente requer, de forma adicional, a presença de um conversor de potência para o ajuste da tensão e frequência geradas. Uma desvantagem do PMSG é que o material magnético é sensível à temperatura, e tem sua característica magnética alterada em temperaturas elevadas, como, por exemplo, mediante a ocorrência de uma falta (ACKERMANN, 2005).

O EESG é amplamente utilizado nos sistemas elétricos de potência, para geração convencional, como em hidroelétricas e termoeelétricas, sendo utilizado também na geração eólica, porém devido à característica inconstante do vento, faz-se necessário o uso de conversores de potência, garantindo que a tensão entregue à rede seja constante em amplitude e frequência. O comportamento de GSs é bem documentado tanto em regime permanente quanto em transitórios (ACKERMANN, 2005). Um campo pouco explorado, no entanto, é o impacto causado por faltas ocorridas nos enrolamentos internos do gerador eólico. A energia nos enrolamentos do rotor chega à rede através um conversor *back-to-back* de escala completa. Uma corrente CC é utilizada para gerar a excitação do

campo. Uma aplicação bastante comum é utilizar a energia da rede, retificando-a através de um conversor para gerar a excitação do campo. A variável corrente de campo pode ser controlada, fornecendo melhor estabilidade ao sistema. Uma desvantagem a ser citada é que a presença do circuito de campo acarreta em custos adicionais de fabricação devido aos enrolamentos, e o circuito de excitação gera custos com manutenção.

2.3 Estratégias de controle para geradores síncronos

O controle empregado nos conversores de potência possui a finalidade de regular a energia injetada na rede através das linhas de transmissão. O controle do lado da rede mantém constante a tensão no elo CC, além de garantir que apenas potência ativa seja transferida para a rede. É realizado também o controle do conversor do lado do gerador, onde, através do algoritmo de *Maximum Power Point Tracking* (MPPT), é definido o valor instantâneo de torque para o aerogerador que definirá a máxima extração de potência.

Uma vez obtido o valor de torque adequado, pode-se aplicar diferentes estratégias de controle que podem ser utilizados para uma máquina síncrona, a depender do objetivo do controle realizado, sendo as três estratégias mais comuns a *Zero D-axis Current* (ZDC), onde mantém-se em zero a corrente de eixo direto, a *Minimum Torque per Ampere* (MTPA) onde o controle atua para obter o máximo torque a partir da corrente estatórica, e também a *Unity Power Factor* (UPF), onde o fator de potência é mantido unitário.

Estratégia de controle ZDC Considerando o controle de corrente da máquina síncrona representada no sistema de referência síncrona dq , a estratégia de controle ZDC mantém a corrente de eixo direto i_{ds} no gerador em zero, de forma que a corrente total circulando no estator da máquina é a corrente do eixo em quadratura (i_{qs}). Desta forma, para i_{ds} tem-se o vetor espacial $\bar{i}_s$, com valor absoluto i_s . Ao considerar $i_{ds} = 0$, tem-se a corrente i_s expressa pela equação (1) (WU et al., 2011):

$$\begin{cases} \bar{i}_s = i_{ds} + j i_{qs} = j i_{qs} \\ i_s = \sqrt{i_{ds}^2 + i_{qs}^2} = i_{qs} \end{cases} \quad (1)$$

O torque na máquina síncrona expresso na equação (2),

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

Pode ser simplificado para,

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

onde λ_r é o fluxo produzido nos enrolamentos do rotor, e P_p é o número de pares de polos. A equação (3) mostra que, mantendo-se a corrente de eixo direto em zero, obtém-se

uma relação linear entre a corrente no estator e o torque eletromagnético produzido, desde que o fluxo rotórico seja mantido constante, obtendo-se assim um comportamento similar ao de uma máquina CC, onde o torque gerado é proporcional a corrente estatórica (WU et al., 2011).

Estratégia de controle MTPA O controle MTPA gera um determinado torque a partir de um valor mínimo de corrente estatórica. Para um determinado fluxo concatenado, o torque expresso na equação (2) é apresentado como uma função das correntes de eixo direto i_{ds} e em quadratura i_{qs} . Desta forma, o torque no gerador pode ser produzido para diferentes valores de i_{ds} e i_{qs} , que são os componentes que geram o torque e o fluxo concatenado no estator, respectivamente. É possível, ajustando-se a razão entre i_{ds} e i_{qs} , obter-se o torque a partir do menor valor de corrente no estator. Para uma dada corrente i_s , sua componente i_{ds} é dada pela equação (4) (WU et al., 2011):

$$i_{ds} = \sqrt{i_s^2 - i_{qs}^2} \quad (4)$$

Em (5), substituindo o valor de i_{ds} na equação(2), obtém-se uma função de i_{qs} , apresentada na equação (5) (WU et al., 2011):

$$T_e = \frac{3}{2}P_p(\lambda_r i_{qs} - (L_d - L_q)(\sqrt{i_s^2 - i_{qs}^2})i_{qs}) \quad (5)$$

No gerador de polos lisos, $L_d = L_q$, de forma que as equações (5) e (3) se tornam iguais. Ao definir $i_{ds} = 0$, tem-se em i_{qs} a menor corrente capaz de produzir um determinado valor de torque. Pode-se dizer, portanto, que a estratégia ZDC é a estratégia MTPA aplicada ao GS de polos lisos (WU et al., 2011).

Nas equações (6), (7) e (8), para encontrar o valor máximo de torque para um determinado valor de i_{qs} , aplica-se a derivada, igualando a zero (WU et al., 2011):

$$\frac{dT_e}{di_{qs}} = \frac{3}{2}P_p \left(\lambda_r - (L_d - L_q)i_{ds} + (L_d - L_q)i_{qs}^2 \frac{1}{\sqrt{i_s^2 - i_{qs}^2}} \right) \quad (6)$$

$$\left(\lambda_r - (L_d - L_q)i_{ds} + (L_d - L_q)\frac{i_{qs}^2}{i_{ds}} \right) = 0 \quad (7)$$

onde,

$$i_{ds} = \frac{\lambda_r}{2(L_d - L_q)} \pm \sqrt{\frac{\lambda_r^2}{4(L_d - L_q)} + i_{qs}^2} \quad (8)$$

O primeiro termo da equação(8) possui valor negativo, dado que a indutância L_d do GS, em geral, é menor que a indutância L_q . Desta forma, para minimizar a componente de corrente de eixo direto da corrente do estator $|i_{ds}|$ no controle MTPA, é atribuído o

sinal positivo no termo à direita da equação (8). Na equação (9) é dada a solução do sistema para um dado torque eletromagnético T_e e fluxo concatenado λ_r .

$$\begin{cases} T_e = \frac{3}{2}P_p(\lambda_r i_{qs} - (L_d - L_q)i_{ds}i_{qs}) \\ i_{ds} = \frac{\lambda_r}{2(L_d - L_q)} + \sqrt{\frac{\lambda_r^2}{4(L_q - L_d)^2} + i_{qs}^2} \end{cases} \quad (9)$$

Estratégia de controle UPF Nesta estratégia de controle, para fins de simplificação, será omitida a queda de tensão na resistência R_s do estator. Os ângulos de fase da tensão no estator podem então ser calculados como mostrado na equação 10,

$$\begin{cases} \theta_v = \tan^{-1} \frac{v_{qs}}{v_{ds}} = \tan^{-1} \left(\frac{\omega_r \lambda_r - \omega_r L_d i_{ds}}{\omega_r L_q i_{qs}} \right) \\ \theta_i = \tan^{-1} \frac{i_{qs}}{i_{ds}} \end{cases} \quad (10)$$

Para o sistema operar com fator de potência unitário, a defasagem angular entre a tensão e a corrente no estator deve ser zero, como mostra a equação (11):

$$\varphi_s = \theta_v - \theta_i = 0 \quad (11)$$

Substituindo-se (10) em (11) tem-se a equação 12,

$$L_d i_{ds}^2 + L_q i_{qs}^2 - \lambda_r i_{ds} = 0 \quad (12)$$

Isolando o valor de i_{ds} em (12), tem-se a equação 13:

$$i_{ds} = \begin{cases} \frac{\lambda_r + \sqrt{\lambda_r^2 - 4L_d L_q i_{qs}^2}}{2L_d} & (a) \\ \frac{\lambda_r - \sqrt{\lambda_r^2 - 4L_d L_q i_{qs}^2}}{2L_d} & (b) \end{cases} \quad (13)$$

A resolução para i_{qs} em (13) tem dois possíveis valores, porém os valores obtidos através de cálculo numérico mostram que em (13a), o valor calculado para i_{qs} excede o valor especificado. Para obter uma solução válida em (13b), deve-se garantir $\lambda_r^2 - 4L_d L_q i_{qs}^2 > 0$. A corrente de estator do eixo q deve satisfazer a condição apresentada na equação (14),

$$i_{qs} \geq \frac{\lambda_r}{2\sqrt{L_d L_q}} \quad (14)$$

2.4 Considerações finais sobre o capítulo

Neste capítulo, após descrever as características mais comuns dos aerogeradores de eixo horizontal de uma forma geral, são descritas as principais técnicas de controle ae-

rodinâmico na seção 2.1, e então caracterizadas as topologias mais utilizadas, quanto ao gerador elétrico utilizado.

Neste trabalho é utilizada a topologia EESG, cujas principais técnicas utilizadas para seu controle são descritas na seção 2.3. Dentre as técnicas apresentadas, optou-se pela estratégia ZDC por ser uma estratégia eficaz e de simples implementação.

Controle do conversor *back-to-back*

No conversor *back-to-back* são aplicadas técnicas de controle vetorial, que consiste em aplicar uma transformada numérica para representar uma grandeza trifásica como um vetor espacial, desta forma, o controle é realizado sobre uma referência constante e não senoidal. Os sinais de referência gerados em vetor espacial passam por uma transformação inversa e chegam na forma trifásica ao inversor através de comandos em PWM. No controle do conversor do lado da rede, é realizado o controle desacoplado nas componentes de corrente de eixo direto, i_{dq} , e de eixo em quadratura, i_{qg} , na malha mais externa, é realizado o controle da tensão no elo CC. A malha de controle das correntes é a malha interna, de atuação mais rápida, sendo a malha de controle de tensão mais externa e de atuação mais lenta. Por ser considerada uma estratégia de controle mais simples, para o conversor do lado do gerador é utilizada a estratégia de controle ZDC, onde são estabelecidas duas malhas de controle. A malha de controle interna, assim como no conversor do lado da rede, realiza o controle desacoplado sobre as correntes i_{ds} e i_{qs} , e na malha externa, de atuação mais lenta, é realizado o controle de torque.

Na figura 2, são apresentados os controles dos conversores do lado do gerador e da rede.

3.1 Equacionamento dinâmico do lado da rede

A energia gerada na máquina síncrona, após retificadas as correntes e tensões através do conversor do lado do gerador, chega à rede elétrica através do conversor do lado da rede. O modelo em regime permanente do lado da rede é desenvolvido de forma fasorial, permitindo acesso e manipulação das grandezas de tensão e corrente em diferentes modos de operação.

No conversor do lado da rede é utilizado controle vetorial, com as equações do sistema representadas no quadro de referência rotacional dq, alinhado com o vetor espacial de tensão da rede. Através da estratégia de controle aplicada, é possível alcançar os dois

sendo,

- L_g Indutância do filtro do lado da rede (H);
- R_g Componente resistiva do filtro(Ω);
- v_{ag}, v_{bg}, v_{cg} Tensões na rede (V), com ω_s sendo velocidade angular em (rad/s);
- i_{ag}, i_{bg}, i_{cg} Corrente no sentido conversor-rede (A);
- v_{af}, v_{bf}, v_{cf} Tensões de saída do conversor referidas ao neutro da carga (V).

A tensão gerada no conversor é definida através de suas características de operação, assim como a técnica de modulação utilizada. Ao atingir regime permanente, todas as amplitudes das tensões no sistema (v_{af}, v_{ag}) possuem magnitude, frequência e deslocamento angular constantes entre si. A amplitude máxima da componente fundamental da tensão baseia-se na tensão no elo CC e é dada pela equação (18) (ABAD et al., 2011).

$$|v_{af}|_{max} = \frac{v_{cc}}{\sqrt{3}} \quad (18)$$

Desta forma, a tensão sintetizada conversor pode ser configurada de acordo com os requisitos de cada aplicação. O sistema em regime permanente representado na figura 4 é obtido através da equação (19) (ABAD et al., 2011).

$$v_{af} = v_{ag} + (R_g + jL_g\omega_s)i_{ag} \quad (19)$$

Figura 4 – Desenho simplificado da rede

Fonte: Adaptado de (ABAD et al., 2011)

O diagrama fasorial da figura 5 é construído a partir das proposições,

- Para o fasor de tensão v_{ag} , o ângulo pode ser escolhido de forma arbitrária;
- Na figura 5 (b) tem-se a corrente, cujo ângulo de defasagem em relação à tensão deve ter valor conhecido;
- Na figura 5 (c) tem-se a queda de tensão no filtro representada, e;

Figura 5 – Diagrama fasorial do sistema do lado da rede

Fonte: Adaptado de (ABAD et al., 2011)

- Na figura 5 (d) tem-se a tensão no conversor calculada e representada, sendo esta a representação fasorial da componente fundamental de tensão da saída do conversor $|v_{af}|$.

Como apresentado em (ABAD et al., 2011), para o sistema trifásico da figura 3, obtém-se a representação em componentes dq através da transformada de Park, desta forma, as tensões do sistema são dadas pelas equações (20) e (21), e a respectiva representação em espaço de estados na equação (22) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$v_{df} = R_g i_{dg} + L_g \frac{di_{dg}}{dt} + v_{dg} - \omega_s L_g i_{qg} \quad (20)$$

$$v_{qf} = R_g i_{qg} + L_g \frac{di_{qg}}{dt} + v_{qg} + \omega_s L_g i_{dg} \quad (21)$$

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{dg} \\ i_{qg} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_s & \frac{R_g}{L_g} \\ -\frac{R_g}{L_g} & -\omega_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dg} \\ i_{qg} \end{bmatrix} + \frac{1}{L_g} \begin{bmatrix} v_{dg} - v_{df} \\ v_{qg} - v_{qf} \end{bmatrix} \quad (22)$$

Pode-se notar nas equações (21) (22) a presença dos termos de acoplamento cruzado $-\omega_s L_g i_{qg}$ e $\omega_s L_g i_{dg}$, respectivamente, que representam a influência da eixo d sobre o eixo q e vice-versa. No entanto os controles empregados atuam sobre uma única variável. É preciso, desta forma, realizar o desacoplamento, através das equações (23) e (24). Para este fim, são utilizadas as variáveis auxiliares Δv_q e Δv_d (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$\Delta v_d = v_{dg} - v_{df} - \omega_s L_g i_{qg} \quad (23)$$

$$\Delta v_q = v_{qg} - v_{qf} + \omega_s L_g i_{dg} \quad (24)$$

As correntes i_{dg} e i_{qg} se relacionam com Δv_q e Δv_d através da função de transferência apresentada na equação (25) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$F_g(s) = \frac{i_{qg}}{\Delta v_q} = \frac{i_{dg}}{\Delta v_d} = \frac{1}{R_g} \frac{1}{1 + \tau_g s} \quad (25)$$

onde $\tau_g = \frac{L_g}{R_g}$

Utilizando a orientação do eixo d sobre a fase a, as potências ativa e reativa do lado CA podem ser descritas pelas equações (26) e (27) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$P_{CA} = \frac{3}{2} v_{df} i_{dg} \quad (26)$$

$$Q_{CA} = \frac{3}{2} v_{qf} i_{qg} \quad (27)$$

3.2 Equacionamento dinâmico para o elo de corrente contínua

Os lados CA e CC do conversor *back-to-back* se relacionam através do balanço instantâneo de potência, conforme apresentado na equação (28), adotando como convenção o fluxo de potência vindo do gerador para a rede (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$v_{cc} i_{cc, rede} = \frac{3}{2} v_{df} i_{dg} \quad (28)$$

A equação da tensão no elo CC é dada por (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$C \frac{dv_{cc}}{dt} = -i_{cc, rede} - i_{cc, gerador} \quad (29)$$

Para o controle de tensão no elo CC, é substituído (28) em (29) e considera-se $i_{cc, gerador}$ como uma perturbação do sistema, permitindo a aproximação $v_{sd} \approx 1/2 \times v_{cc}$, desta forma v_{cc} e i_d se relacionam através da função de transferência de primeira ordem, $G_v(s)$, descrita na equação (30) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$G_v(s) = \frac{v_{cc}}{i_{dg}} = -\frac{3}{4C} \frac{1}{s} \quad (30)$$

3.2.1 Equacionamento dinâmico do conversor VSC e excitatriz estática

O modelo dinâmico que descreve o modulador PWM do *Voltage-source Converter* (VSC) e do excitador onde é gerada a corrente de campo para a máquina síncrona é obtido através da função de transferência de primeira ordem $G_d(s)$, descrita na equação (31) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012),

$$G_d(s) = \frac{v_{out}}{v_{ctrl}} = \frac{1}{1 + T_a s} \quad (31)$$

Sendo v_{ctrl} a tensão de controle de entrada e v_{out} a tensão de saída. T_{pwn} é o atraso relativo à geração do PWM, $T_a = \frac{1}{f_{pwm}}$.

3.3 Equacionamento dinâmico do gerador síncrono

O modelo do gerador síncrono pode ser descrito por um conjunto dos três circuitos estatóricos das fases a, b e c, acoplados a dois enrolamentos amortecedores (d e q), ortogonalmente posicionados e ao enrolamento de campo ao longo do eixo d. As tensões nas fases do estator são dadas pelas equações (32), (33) e (34) (BOLDEA, 2006).

$$v_a = -\frac{d\Psi_A}{dt} - R_s I_A \quad (32)$$

$$v_b = -\frac{d\Psi_B}{dt} - R_s I_B \quad (33)$$

$$v_c = -\frac{d\Psi_C}{dt} - R_s I_C \quad (34)$$

Para os enrolamentos amortecedores, tem-se as equações (35) e (36)

$$R_D i_D = -\frac{d\Psi_D}{dt} \quad (35)$$

$$R_D i_Q = -\frac{d\Psi_Q}{dt} \quad (36)$$

E, para o enrolamento de campo, tem-se a equação (37):

$$v_f = -\frac{d\Psi_f}{dt} - R_f i_f \quad (37)$$

Os fluxos concatenados possuem uma componente própria, e demais componentes derivadas das contribuições dos outros enrolamentos, como pode ser observado na equação (38) (BOLDEA, 2006).

$$\begin{bmatrix} \Psi_A \\ \Psi_B \\ \Psi_C \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \\ \Psi_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{AA} & L_{AB} & L_{AC} & L_{AD} & L_{AQ} & L_{Af} \\ L_{BA} & L_{BB} & L_{BC} & L_{BD} & L_{BQ} & L_{Bf} \\ L_{CA} & L_{CB} & L_{CC} & L_{CD} & L_{CQ} & L_{Cf} \\ L_{DA} & L_{DB} & L_{DC} & L_{DD} & L_{DQ} & L_{Df} \\ L_{QA} & L_{QB} & L_{QC} & L_{QD} & L_{QQ} & L_{Qf} \\ L_{fA} & L_{fB} & L_{fC} & L_{fD} & L_{fQ} & L_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \\ I_d \\ I_q \\ I_f \end{bmatrix} \quad (38)$$

Aplicando a transformada de Park, realiza-se a conversão do modelo abc do gerador para o quadro de referência dq orientado à posição do rotor (QUÉVAL; OHSAKI, 2012). Nas equações (39), (40) e (41) obtém-se as equações diferenciais dq, adotando a convenção de motor (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$L_d \frac{di_{ds}}{dt} = -R_s i_{ds} + \omega_e L_q i_{qs} - L_{md} \frac{di_f}{dt} - v_{ds} \quad (39)$$

$$L_q \frac{di_{qs}}{dt} = -R_s i_{qs} - \omega_e L_d i_{ds} - \omega_e L_{md} i_f + v_{qs} \quad (40)$$

$$L_f \frac{di_f}{dt} = -R_f i_f - L_{md} \frac{di_{ds}}{dt} + v_f \quad (41)$$

Sendo ω_e a velocidade elétrica síncrona do rotor. As grandezas do rotor estão referidas ao lado do estator se o sistema realimentado está estável e a corrente de campo é mantida constante, $\frac{di_{ds}}{dt}$ e $\frac{di_f}{dt}$ possuem valor zero em regime permanente. Desta forma, as equações (39), (40) e (41) reescritas na forma matricial são apresentadas nas equações (42) e (43) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\omega_e L_q}{L_d} & -\frac{R_s}{L_d} \\ -\frac{R_s}{L_q} & -\frac{\omega_e L_d}{L_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{v_{ds}}{L_d} \\ \frac{v_{qs}}{L_q} - \frac{\omega_e L_{md} i_f}{L_q} \end{bmatrix} \quad (42)$$

$$L_f \frac{di_f}{dt} = -R_f i_f + v_f \quad (43)$$

Na equação (42), pode-se notar a presença de termos de acoplamento cruzado, $-\frac{\omega_e L_d}{L_q}$ e $\frac{\omega_e L_q}{L_d}$ entre os eixos direto e em quadratura. Para realizar o desacoplamento são definidas as variáveis Δv_{qs} e Δv_{ds} , apresentadas nas equações 44 e 45 (QUÉVAL; OHSAKI, 2012),

$$\Delta v_{qs} = v_{qs} - \omega_e L_d i_{ds} - \omega_e L_{md} i_f \quad (44)$$

$$\Delta v_{ds} = v_{ds} + \omega_e L_q i_{qs} \quad (45)$$

Desta forma, obtém-se uma função de transferência para relacionar i_{ds} e Δv_{qs} , assim como, i_{qs} e Δv_{ds} , respectivamente, nas equações (46) e (47) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$F_{ds}(s) = \frac{i_{ds}}{\Delta v_{ds}} = \frac{1}{R_s} \frac{1}{1 + \tau_d s} \quad (46)$$

$$F_{qs}(s) = \frac{i_{qs}}{\Delta v_{qs}} = \frac{1}{R_s} \frac{1}{1 + \tau_q s} \quad (47)$$

Sendo $\tau_q = \frac{L_q}{R_s}$ e $\tau_d = \frac{L_d}{R_s}$.

Para a corrente de campo, considerando a equação (43), pode-se observar que i_f se relaciona com v_f através da função de transferência de primeira ordem $F_f(s)$, descrita na equação (45) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$F_f(s) = \frac{i_f}{v_f} = \frac{1}{R_f} \frac{1}{1 + \tau_f s} \quad (48)$$

onde, $\tau_f = \frac{L_f}{R_f}$.

A equação do conjugado eletromagnético do gerador, expresso em componentes dq orientado ao rotor, operando na convenção motor é dada pela equação (49) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$T_e = \frac{3}{2} P [-L_{md} i_f i_{qs} + (L_{mq} - L_{md}) i_{ds} i_{qs}] \quad (49)$$

Conforme a estratégia de controle ZDC, a corrente i_{ds} é mantida em zero e a corrente de campo i_f é mantida constante em $i_{f,ref}$, dessa forma, o torque se relaciona linearmente com a componente em quadratura de corrente i_{qs} e a velocidade mecânica rotacional do gerador, ω_m se relaciona ao torque através da equação mecânica da máquina síncrona, expressa na equação (50) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$J \frac{d\omega_m}{dt} = T_m + T_e + T_{damp} \quad (50)$$

Sendo, T_m , T_e e T_{damp} os torques mecânico, elétrico e de amortecimento, respectivamente. Para projetar o controlador de velocidade, o torque de amortecimento é desprezado e consideramos o torque mecânico como uma perturbação. Permitindo, assim, que o controle seja realizado sobre uma só variável e, desta forma, a velocidade rotacional da máquina responde diretamente a corrente i_{qs} através da função de transferência de primeira ordem $G_\omega(s)$, expressa na equação (51) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012),

$$G_\omega(s) = \frac{\omega_m}{i_{qs}} = \frac{3PL_{md}i_{f,ref}}{2J} \frac{1}{s} \quad (51)$$

3.4 Controle do conversor do lado da rede

No controle do VSC do lado da rede, deve-se de garantir que toda a potência ativa gerada seja integralmente transferida à rede elétrica, a tensão no capacitor do elo CC deve ser mantida constante. Desta forma o controle do lado da rede atua sobre as grandezas:

- Tensão no elo CC;
- Potência reativa.

É realizado o controle vetorial sobre as variáveis de tensão, corrente e potência utilizando o referencial síncrono dq orientado a tensão. De acordo com as equações (28) e (29) a corrente de eixo direto contribui para a potência ativa instantânea e a corrente no eixo q para a corrente reativa instantânea. O controlador possui uma estrutura em cascata. A malha interna de corrente (mais rápida) controla as correntes i_{dg} e i_{qg} , e a malha de controle externa (mais lenta) controla a tensão no elo CC, mantendo-a fixa em seu valor de referência pela corrente de eixo d, e a potência reativa pelo eixo q (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

3.4.1 Controle de corrente

Na malha interna do lado da rede é realizado um controle sobre as correntes i_{dg} e i_{qg} , como apresentado na figura 6, em que as componentes de corrente em eixo direto e quadratura são controladas de forma desacoplada ao definir-se os laços realimentados e o controlador $G_{c,r}(s)$, definido nas equações (52) e (53) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

Figura 6 – Controle desacoplado de corrente do lado da rede

Fonte: Autor

$$v_{dg,ctrl} = G_{c,r}(s)(i_{d,ref} - i_d) + \omega_s L_f i_{qg,ref} + v_{df} \quad (52)$$

$$v_{qg,ctrl} = G_{c,r}(s)(i_{qg,ref} - i_q) + \omega_s L_f i_{dg,ref} + v_{qf} \quad (53)$$

A função de transferência em malha aberta da malha de controle do conjunto composto pela planta da rede e conversor é apresentada na equação (54) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$H_{MA,r}(s) = G_d(s)F_r(s) = \frac{\frac{1}{R_r}}{(1 + T_a s)(1 + \tau_r s)} \quad (54)$$

3.4.2 Controle do elo de corrente contínua

Para projetar o controlador externo que atua sobre a tensão no elo CC, tem-se a malha interna apresentada na figura 7 aproximada pela função de transferência de primeira ordem $H_{eq,r}(s)$ na equação (55) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$\begin{cases} H_{eq,r}(s) = \frac{i_q}{i_{q,ref}} = \frac{i_d}{i_{d,ref}} = \frac{1}{1 + T_{eq,r}s} \\ T_{eq,r} = t_{s,10}/2, 3 \end{cases} \quad (55)$$

Figura 7 – Diagrama de blocos para $H_{eq,r}$

Fonte: Autor

Onde $t_{s,10}$ é 10% do tempo de acomodação da função de transferência da malha interna em laço fechado. O controle é obtido definindo-se as malhas de realimentação e ganho $G_{c,v}(s)$ como apresentado na equação (56) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$i_{d,ref} = G_{c,v}(s)(v_{cc,ref} - v_{cc}) \quad (56)$$

A função de transferência em malha aberta da planta controlada pelo PI de tensão é dada pela equação (57) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012), sendo na figura 8 é apresentado o diagrama de blocos para a malha de controle da tensão no elo CC.

$$H_{MA,r}(s) = G_v(s)H_{eq,r}(s) = -\frac{\frac{3}{4C}}{(1 + T_{eq,r}s)s} \quad (57)$$

Figura 8 – Diagrama de blocos para a malha de controle da tensão no elo CC

Fonte: Autor

3.5 Controle do conversor do lado do gerador

Dentre os controles realizados no gerador, tem-se o controle de velocidade rotacional, em que através do algoritmo MPPT é obtida a velocidade ótima do gerador, regulada a cada instante para extrair a máxima energia do vento. A estratégia de controle ZDC é utilizada para o controle de velocidade, como explicado no capítulo 2. Desta forma, o conversor do lado do gerador controla as grandezas:

- Velocidade rotacional
- Corrente estatórica.

O controle vetorial é aplicado às correntes representadas em componentes dq, sendo realizado o controle PI em cascata. A malha interna de corrente, mais rápida, controla as correntes d e q do inversor. A malha externa, mais lenta, controla o torque do gerador para seu valor ideal a partir da corrente de eixo q, enquanto a corrente de eixo d é mantida em zero (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

3.5.1 Controle de corrente

Assim como no controle do lado da rede, propõe-se o controle desacoplado, definindo a malha de realimentação negativa junto aos controladores $G_{c,q}$ e $G_{c,d}$ nas equações (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$v_{ds,ctrl} = G_{c,d}(s)(i_{ds,ref} - i_{ds}) - \omega_e L_q i_{ds,ref} \quad (58)$$

$$v_{qs,ctrl} = G_{c,q}(s)(i_{qs,ref} - i_{qs}) + \omega_e L_{md} i_{f,ref} + \omega_e L_d i_{ds,ref} \quad (59)$$

A malha de controle mais interna do gerador pode ser descrita através das funções de transferência apresentadas nas equações (60) e (61) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$H_{MA,d}(s) = G_d(s)F_{ds}(s) = \frac{\frac{1}{R_s}}{(1 + T_a s)(1 + \tau_d s)} \quad (60)$$

$$H_{MA,q}(s) = G_d(s)F_{qs}(s) = \frac{\frac{1}{R_s}}{(1 + T_a s)(1 + \tau_q s)} \quad (61)$$

3.5.2 Controle da corrente de campo

O controle da corrente de campo é obtido definindo a planta mais controlador como mostrado na equação (62) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012),

$$v_{f,ctrl} = G_{c,f}(s)(i_{f,ref} - i_f) \quad (62)$$

A equação (63) apresenta a função de transferência de malha aberta do circuito de excitação. O controle é obtido definindo o conjunto composto pela planta e o controlador em malha aberta, $H_{MA,d}(s)$ apresentada na equação (63) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$H_{MA,d}(s) = G_d(s)F_f(s) = \frac{\frac{1}{R_f}}{(1 + T_a s)(1 + \tau_f s)} \quad (63)$$

3.5.3 Controle de velocidade

Para obter a função de transferência do controlador de velocidade é preciso realizar uma aproximação da planta da malha interna em laço fechado para uma função de primeiro grau, $H_{eq,q}$, em um procedimento similar ao realizado no controle de tensão do elo CC, como mostrado na figura 9, e na figura 10 tem-se a malha de controle para a velocidade rotacional.

$$i_{qs,ref} = G_{c,w}(s)(\omega_{m,ref} - \omega_m) \quad (64)$$

Figura 9 – Diagrama de blocos para $H_{eq,q}$

Fonte: Autor

Figura 10 – Diagrama de blocos a malha de controle de velocidade

Fonte: Autor

Na equação (65) é dada a função de transferência em malha aberta mais externa do lado do gerador (QUÉVAL; OHS AKI, 2012),

$$H_{MA,\omega} = G_{c,\omega}(s)H_{eq,q} = \frac{-\frac{3PL_{md}i_{f,ref}}{2J}}{1 + T_{eq,q}s} \quad (65)$$

3.6 Ajuste dos parâmetros de controle

Considerando uma função de transferência de malha aberta na forma:

$$H_{MA}(s) = \frac{K}{(1 + T_a s)s} \quad (66)$$

O ajuste do controle pode ser realizado através do método simétrico ótimo, que possui como vantagem maximizar a margem de fase, de forma que o sistema possa suportar um maior atraso. O método possibilita especificar a frequência de cruzamento em malha aberta (QUÉVAL; OHS AKI, 2012).

A função de transferência do controlador PI em sua forma geral é apresentada na equação (67),

$$G_c(s) = K_p \frac{1 + T_i s}{T_i s} \quad (67)$$

Com base na equação (67), os parâmetros do controlador podem ser encontrados utilizando a especificação dada na equação (68),

$$\{a, T_i, K_p\} = \left\{ \frac{1}{\omega_c T_\alpha}, \alpha^2 T_\alpha, \frac{1}{a T_\alpha K} \right\} \quad (68)$$

Sendo a um parâmetro de projeto e ω_c a frequência de cruzamento de malha aberta. O valor de a está na faixa $[2,4]$. Valores mais altos de a promovem um melhor amortecimento ao sistema, porém, com uma resposta mais lenta (QUÉVAL; OHS AKI, 2012).

Considerando a função de transferência em malha aberta na forma da equação (69) , onde $T_\beta \gg T_\alpha$.

$$H_{MA}(s) = \frac{K}{(1 + T_\alpha s)(1 + T_\beta s)} \quad (69)$$

Para permitir o controle utilizando o método simétrico ótimo pode-se considerar a aproximação $\frac{1}{1+T_\beta s} \approx \frac{1}{T_\beta s}$ (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

Desde que as funções de transferência dos laços interno e externo estejam no formato das equações (66) e (69), todos os controladores podem ser ajustados utilizando o método simétrico ótimo. Os controles devem ser ajustados para:

- 1 Largura de banda em malha fechada da malha interna uma ordem de magnitude maior do que a frequência de chaveamento PWM do conversor, para evitar ruído;
- 2 No conversor do lado do gerador, as malhas de controle das correntes de eixo direto e de campo devem ser rápidas em comparação à malha da corrente do eixo em quadratura, garantindo assim uma relação linear entre T_e e i_{qs} ;
- 3 Controles das malhas externas atuem mais rápido que os controles das malhas internas;
- 4 A malha externa do lado do gerador deve ser projetada para limitar o stress mecânico da máquina.

Para garantir a condição (1), utilizou-se a equação (68) para calcular o valor de a que atende aos requerimentos de largura de banda para as malhas de controle de atuação rápida, sendo elas a malha de corrente da rede, malha de corrente e de corrente de campo, para o gerador. Para garantir (2) é utilizado $a = 4$ para a malha interna do eixo direto do gerador, para obter uma resposta lenta. Para garantir a condição (3), é utilizado $a = 3$ para a malha externa como compromisso entre performance e *overshoot*. Para o conversor do lado do gerador, utilizou-se $a = 4$ para a malha externa, para garantir as condições (3) e (4), obtendo-se uma resposta lenta. O ajuste dos controladores é apresentado na tabela 1 (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

Tabela 1 – Ajuste dos parâmetros dos controladores.

	$\omega_c \text{ (rad} \cdot \text{s)}^{-1}$	a	$K_p \text{ (SI)}$	$T_i \text{ (S)}$
$G_{c,r}$	$\frac{2\pi f_{pwm}}{20}$	$\frac{1}{\omega_c T_a}$	$\frac{\tau_g R_g}{a T_a}$	$a^2 T_a$
$G_{c,v}$	—	3	$-\frac{4C}{3} \frac{1}{a T_{eq,r}}$	$a^2 T_{eq,r}$
$G_{c,d}$	$\frac{2\pi f_{pwm}}{20}$	$\frac{1}{\omega_c T_a}$	$\frac{\tau_d R_s}{a T_a}$	$a^2 T_a$
$G_{c,q}$	—	4	$\frac{\tau_q R_s}{a T_a}$	$a^2 T_a$
$G_{c,f}$	$\frac{2\pi f_{pwm}}{20}$	$\frac{1}{\omega_c T_a}$	$\frac{\tau_f R_f}{a T_a}$	$a^2 T_a$
$G_{c,w}$	—	4	$-\frac{2J}{3PL_m \dot{i}_{f,ref}} \frac{1}{a T_{eq,q}}$	$a^2 T_{eq,q}$

Fonte: (QUÉVAL; OHSAKI, 2012)

Simulação computacional do gerador eólico com máquina síncrona

Neste capítulo são apresentados os testes dos controles realizados no conversor de potência *back-to-back*, com o objetivo de apresentar o modelo computacional do aerogerador que engloba o sistema de controle apresentado no capítulo 3. O sistema testado é composto pelo GS conectado à rede pelo conversor *back-to-back*, que é formado pelo conversor do lado do GS conectado através do capacitor do elo CC ao conversor do lado da rede. As simulações foram realizadas no ambiente gráfico Simulink do software Matlab. Na seção 4.2 é discutido o comportamento do sistema quando aplicadas faltas. Para tanto, ao modelo computacional do gerador eólico foram simuladas, por fim, faltas em diferentes pontos do circuito.

4.1 Teste dos controles dos conversores

Nesta seção são apresentados os testes realizados no controle dos conversores que compõem o modelo computacional do aerogerador. Quanto ao controle do conversor do lado da rede, é testado o controle de corrente, e após sua verificação, é testado o controle da tensão no capacitor do elo CC. No conversor do lado do GS é testada primeiro a malha interna de corrente, e em seguida foi feito o teste do controle de velocidade rotacional. Após a verificação dos controles de forma isolada, são apresentados os testes do controle do sistema de forma integrada. Na tabela 2 são apresentados os valores para ajuste dos controladores conforme os cálculos apresentados no capítulo 3 e na tabela 3 são apresentados os valores nominais dos parâmetros do GS.

4.1.1 Teste do controle de corrente do lado da rede

A configuração para a realização do teste do controle de corrente é apresentada na figura 11, onde pode-se notar que a tensão no elo CC é representada através de uma

Tabela 2 – Valores dos parâmetros dos controladores

	ω_c ($\text{rad} \cdot \text{s}^{-1}$)	a	K_p	T_i
$G_{c,r}$	565	3,18	0,05	$5,6 \cdot 10^{-3}$
$G_{c,v}$	79	3	-9,12	$3,79 \cdot 10^{-3}$
$G_{c,d}$	565	3,18	175,67	$5,6 \cdot 10^{-3}$
$G_{c,q}$	450	4	50,78	$8,9 \cdot 10^{-3}$
$G_{c,f}$	565	3,18	0,13	$5,6 \cdot 10^{-3}$
$G_{c,w}$	45	4	$-1,48 \cdot 10^5$	$8,979 \cdot 10^{-3}$

Tabela 3 – Parâmetros do sistema

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
P_{nom}	2MW	f_{PWM}	1,8KHz
$v_{nom,gerador}$	690V _{rms}	$f_{nom,gerador}$	60Hz
$v_{nom,rede}$	690V _{rms}	$f_{nom,rede}$	60Hz
Pp	60	F	0,01pu
$H_{gerador}$	0,62 s	$H_{turbina}$	4,32 s
R_s	0,006pu	L_{ls}	0,18pu
R_r	0,15/ F_{nom} pu	L_r	0,15pu
R_f	$7,4103 \cdot 10^{-4}$ pu	L_{lf}	0,1293pu
L_{md}	1,125pu	L_{mq}	0,294pu
L_d	$L_{ls} + L_{md}$	L_{md}	$L_{ls} + L_{mq}$
L_f	$L_{lf} + L_{md}$		

fonte de tensão CC, com o valor da tensão nominal calculada através da equação (18). O teste para verificar a atuação do controle de corrente ocorre com a definição de diferentes valores de referência para as correntes, observando se a corrente sintetizada apresenta a resposta adequada.

Figura 11 – Configuração do sistema para realização dos testes de corrente

Fonte: Autor

O resultado dos testes pode ser observado nos gráficos da figura 12, nos quais se pode visualizar a corrente sintetizada seguindo a referência, com tempo de acomodação em cerca de 10 *ms*. Nota-se, também, a relação direta entre a corrente i_{qg} e a potência reativa, dado que Q_{CA} segue a forma de onda de i_{qg} , o mesmo ocorre para i_{dg} em relação a P_{CA} . Isto ocorre em decorrência das equações (26) e (27).

Figura 12 – Resultados para o teste do controle de corrente do lado da rede

Fonte: Autor

4.1.2 Teste do controle de tensão no elo de corrente contínua

Para o teste do controle de tensão no link CC apresentado na figura 13, onde a referência utilizada no controle das correntes, $i_{dg,ref}$ é gerada através do laço de controle de tensão. O teste consiste em inserir uma chave, que conecta uma resistência capaz de dissipar 70% da potência nominal do conversor. A chave opera com um período de 100 ms, com ciclo de trabalho de 50%.

Através dos gráficos apresentados na figura 14, pode-se notar que o controle de tensão atua em cerca de 40 *ms*, levando a tensão CC de volta ao valor de referência. A corrente i_{dg} segue a referência gerada pela malha de controle de tensão, seguindo a forma de onda da potência ativa. A corrente i_{qg} é mantida em zero assim como a potência reativa.

Figura 13 – Configuração do sistema para realização dos testes do controle da tensão no elo CC

Fonte: Autor

Figura 14 – Resultados para o teste do controle de tensão no elo CC

Fonte: Autor

4.1.3 Teste do controle de corrente do lado do GS

Para o teste do controle de corrente do lado do gerador, utilizou-se o sistema descrito na figura 15. Assim como no controle de corrente do lado da rede, a tensão no elo

CC é representada através de uma fonte de tensão CC. A velocidade rotacional ω_m é mantida em seu valor nominal. O teste do controle consiste em definir diferentes valores de referência para as correntes i_{ds} e i_{qs} com o intuito de observar o comportamento das correntes sintetizadas pelo conversor.

Figura 15 – Configuração do sistema para realização dos testes do controle de corrente do lado do gerador

Fonte: Autor

Na figura 16, pode-se observar que as correntes i_{ds} e i_{qs} seguem o valor de referência, com tempo de acomodação em cerca de 10 ms.

Figura 16 – Resultados para o teste do controle de corrente para o GS

Fonte: Autor

4.1.4 Teste do controle da velocidade rotacional

Para o teste do controle de velocidade rotacional, é adicionada ao sistema a malha externa de controle, onde a saída do controlador PI de velocidade gera a corrente de referência i_{qs} , como pode-se observar na figura 17. A referência para i_{ds} é mantida em zero. No instante $t = 0,2s$ da simulação, é definido um degrau de potência mecânica em

Figura 17 – Configuração do sistema para realização dos testes do controle de velocidade

Fonte: Autor

80% do valor nominal. Pode-se observar a partir dos resultados mostrados na figura 18 que a velocidade mecânica é alterada no instante em que o degrau é inserido, porém retorna ao valor de referência em aproximadamente 50 ms. A corrente i_{ds} é mantida em zero, enquanto a corrente i_{qs} atinge o valor de referência.

Figura 18 – Resultados para o teste do controle de velocidade para o GS

Fonte: Autor

4.1.5 Teste do controle global

Nesta seção são apresentados os testes para o sistema operando em sua totalidade. O conversor do lado da rede é conectado ao conversor do lado do gerador através do capacitor no elo de tensão contínua, como apresentado na figura 2. Para os controles do conversor do lado do GS, a referência para a corrente i_{ds} é mantida em zero, enquanto a corrente i_{qs} é gerada através da malha de controle de velocidade. Para a malha de velocidade, é fixado o valor nominal da velocidade mecânica rotacional como referência. Para os controles do conversor do lado da rede, é mantido o valor de referência para a corrente i_{qg} em zero, com o objetivo de zerar a injeção de potência reativa na rede. A corrente i_{dg} tem a referência gerada através da malha de corrente de tensão, cujo valor de referência é mantido fixo em $V_{cc,nominal}$.

A partir dos gráficos apresentados na figura 19, pode-se observar que no instante $t = 0,2s$ da simulação é inserido um degrau de potência mecânica seu valor nominal, com a referência de velocidade rotacional ajustada para o valor de velocidade síncrona, originou um degrau no torque eletromagnético do GS no valor de 1 pu. A tensão no capacitor sofre um aumento para realizar o ajuste instantâneo de potência, no entanto, o controle atua fazendo-a retornar ao valor de referência em cerca de 20 ms. Pode-se notar também que a partir do instante em que o degrau de potência é aplicado, a potência gerada pela máquina é integralmente transferida à rede em forma de potência ativa.

4.2 Análise de faltas em arogeradores com gerador síncrono

Nesta seção são discutidas as faltas inseridas nos pontos indicados na figura 20. Para cada situação faltosa foram definidos diferentes pontos de operação para o GS, indicados na tabela 4. Foram realizados estudos de sensibilidade quanto ao ponto de operação e à resistência de falta, R_{flt} . Para primeiro estudo, em que foi variada a referência utilizada no controle para ω_m , não ocorreu nenhuma alteração relevante nas variáveis analisadas, desta forma, este aspecto não foi discutido nas análises. No segundo estudo foram definidos diferentes valores de resistência de falta (R_{flt}), e neste estudo foram observadas alterações notáveis, dessa forma, foi incluída a discussão dos efeitos da variação de R_{flt} nas análises, com $(0,0001 \leq R_{flt} \leq 10\Omega)$ Para a resistência de terra (R_t), utilizou-se o valor de $10^{-3}\Omega$.

Para a análise da operação do sistema em falta, foram gerados gráficos com as grandezas da corrente trifásica no estator do GS, corrente trifásica no conversor do lado da máquina (I_{SSC}), corrente trifásica no conversor do lado da rede (I_{GSC}), velocidade rotacional, torque eletromagnético e tensão no elo CC, abrangendo os instantes anteriores e posteriores a falta.

Devido à ausência de neutro na ligação do GS, a análise das faltas monofásicas não

Figura 19 – Resultados para o teste para os controles integrados

Fonte: Autor

acrescenta informações relevantes a este estudo, portanto, foram analisadas faltas bifásicas entre o gerador e o conversor do lado da máquina. Ao sistema simulado, foram incorporadas as proteções convencionalmente presentes em conversores de *back-to-back*, sendo elas o *Chopper* CC e proteção de sobrecorrente pros conversores. No controle de cada conversor foi ajustado um delimitador de corrente, com limite em seu valor nominal de corrente.

Chopper CC Para o elo de corrente contínua, utilizou-se como proteção de sobretensão um *chopper* CC, que ativa descarga do capacitor através de uma carga resistiva quando há elevação de tensão chegando a 1,2 pu, e desativa quando o valor retorna ao valor de regime.

Proteção de sobrecorrente Para os conversores foi utilizada a proteção de sobrecorrente para os IGBTs, onde estes cessam a condução de corrente ao atingir magnitude superior a 1,2 pu.

Figura 20 – Pontos de aplicação das faltas. Fonte: Elaborado pela autora

Fonte: Autor

Tabela 4 – Operação do GS definida para cada falta

	<i>Falta_1</i>	<i>Falta_2</i>	<i>Falta_3</i>	<i>Falta_4</i>	<i>Falta_5</i>
<i>Falta</i>	<i>bifásica</i>	<i>bifásica</i>	<i>Polo – polo</i>	<i>bifásica</i>	<i>Fase – terra</i>
$P_m[p.u.]$	0,5	0,5	0,75	0,25	0,75
$\omega_m[p.u.]$	0,8	1,2	1	1	0,8

Fonte: Autor

4.2.1 Falta bifásica nos terminais do estator

Para a primeira análise, a falta 1, bifásica, com $R_{flt} = 0,01\Omega$ foi aplicada aos enrolamentos do estator, entre os terminais das fases A e B. No gráfico da figura 21, pode-se observar que após o instante $0.2s$, quando ocorre a falta, há um aumento instantâneo nas fases em falta no estator, enquanto a fase que não está em falta se mantém em zero, como apresentado no subgráfico 1 (I_{SSC}). As correntes são moduladas por uma componente CC que decresce exponencialmente, conforme a característica de falta bifásica para máquina síncrona.

O conversor do lado da máquina reage à elevação da corrente estatórica acionando a proteção interna que desliga as chaves de forma instantânea, como pode-se observar no último subgráfico que contém a resposta das proteções, sendo a primeira barra horizontal referente a atuação do chopper, a segunda barra indica a atuação da proteção do conversor do lado da máquina (*ProteçãoSSC*), e a terceira indica a atuação da proteção do conversor do lado da rede (*ProteçãoGSC*). Embora o laço de controle externo possua limitador de corrente, evitando que o valor se eleve em quantidade superior à da corrente base do sistema, a alta velocidade com que se deu a elevação da corrente impediu a atuação do limitador e controle não conseguiu controlar a corrente a tempo de impedir a entrada da proteção de sobrecorrente. O conversor do lado da rede supre uma quantidade mínima de potência, suficiente para manter o nível de tensão no elo CC, como pode-se observar no segundo subgráfico (I_{GSC}).

A baixa tensão originada na falta bifásica ocasiona um valor de potência ativa próximo a zero, levando o torque eletromagnético a apresentar oscilação com amplitude decrescente, atingindo valores próximos de $0 p.u.$, como pode-se observar no quarto sub-

gráfico (*Torque*) a redução no valor do torque provoca uma aceleração no eixo, visto que o torque mecânico não é nulo, comportamento previsto na equação (50). A aceleração no eixo pode ser observada no quinto subgráfico (W_m)

A tensão no elo CC sofre um breve afundamento, voltando ao valor de regime rapidamente, conforme apresentado no terceiro subgráfico (*TensãoCC*). Isto ocorre devido ao desligamento do conversor do lado da máquina, de forma que a corrente de falta não será suprida pelo elo CC.

Figura 21 – Resultados para análise da falta 1

Fonte: Autor

Efeitos do aumento de R_{flt} Ao elevar a resistência de falta para o valor de 0,1, pode-se observar um comportamento diferente do apresentado para a resistência anterior.

Ocorre, também, a atuação da proteção de sobrecorrente do conversor do lado da máquina, levando a tensão no elo CC a estabilizar-se rapidamente em seu valor de regime. O torque oscila em torno de um valor médio não nulo, gerando aceleração no eixo. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 26, no anexo A.

Elevando-se a resistência de falta para 1Ω , não ocorre a atuação da proteção de sobrecorrente. O conversor do lado da rede apresenta correntes com amplitude reduzida, pois uma parcela da corrente gerada alimenta a falta. O desequilíbrio de cargas produz torque com oscilação, mantendo, no entanto, o valor médio de regime. A velocidade rotacional no eixo é mantida. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 27, no anexo A.

Para a resistência de falta de 10Ω ou valores mais elevados, não é possível observar alterações relevantes nas formas de onda neste ou nas próximas análises. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 28, no anexo A.

4.2.2 Falta bifásica nos terminais do conversor do lado da máquina

A falta 2 foi aplicada nos terminais A e B de entrada do conversor do lado da máquina, posicionada após a medição de corrente do conversor, com resistência de falta R_{flt} de $0,01\Omega$. As variáveis discutidas para a falta 2 apresentam comportamento bastante similar ao analisado na falta 1, com as correntes trifásicas no estator e no conversor do lado da rede tensão CC, torque, velocidade rotacional e apresentados na figura 22.

A proteção do conversor do lado da máquina é acionada no instante de falta, desta forma, a corrente de falta dispõe apenas da contribuição do estator, sem ação de controle sobre a mesma.

Efeitos do aumento de R_{flt} Com o aumento de R_{flt} para $0,1\Omega$ na falta 2, não há atuação da proteção de sobrecorrente. Há o aumento na amplitude das correntes sintetizadas nos conversores, atingindo o limite máximo estabelecido nos laços de controle. Ocorre aumento no valor do torque eletromagnético, causando a desaceleração do eixo. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 29, no anexo A.

Ao elevar a resistência de falta para 1Ω , a amplitude da corrente sintetizada no conversor do lado da máquina é reduzida, assim como ocorre para a análise 1. A análise também se repete para o torque eletromagnético. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 30, no anexo A.

4.2.3 Falta entre os polos do elo CC

Para a falta 3 os terminais do capacitor do elo CC são curto-circuitados, com resistência de falta R_{flt} de $0,01\Omega$. A tensão no elo CC é levada a zero imediatamente após a falta,

Figura 22 – Resultados para análise da falta 2

Fonte: Autor

desta forma, as correntes no conversor do lado da máquina assumem a característica de curto-circuito trifásico, o mesmo comportamento se observa para o conversor do lado da rede, como mostra a figura 23 com os gráficos das correntes trifásicas no estator e no conversor do lado da rede. As proteções de sobrecorrente dos conversores atuam, no entanto, os diodos de roda livre se mantêm polarizados diretamente, mantendo o fluxo de corrente no sistema. A depender do limite térmico de operação dos diodos, o comportamento esperado seria a queima dos diodos, e isolamento do conversor.

O torque eletromagnético após um período transitório mantém-se estável em torno de $0,16pu$ e o eixo acelera, aumentando a velocidade rotacional, como se pode observar nos gráficos da figura 23.

Figura 23 – Resultados para análise da falta 3

Fonte: Autor

Efeitos do aumento de R_{flt} O Aumento de R_{flt} para $0,1\Omega$ ocasiona elevação das correntes dos conversores e queda da tensão no elo CC, com oscilação transitória, estabilizando-se em torno de 900V, que é resultante da corrente conduzida pelos diodos de roda livre que se mantém em polarização direta. O torque eletromagnético sofre uma elevação, estabilizando em cerca de $0,8pu$. O eixo rotacional reage ao aumento do torque com uma desaceleração, reduzindo linearmente a velocidade rotacional. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 31, no anexo A.

Para R_{flt} de 1Ω , a magnitude das correntes do conversor do lado da rede é reduzida. A tensão no elo CC sofre um afundamento transitório, voltando rapidamente ao seu valor de regime. As demais variáveis analisadas não sofrem alteração. Os gráficos dos resultados

para este caso podem ser observados na figura 32, no anexo A.

4.2.4 Falta bifásica nos terminais do conversor do lado da rede

A falta 4, do tipo bifásica, posicionada após a medição de corrente do conversor do lado da máquina, com resistência de falta 10^{-4} . Devido a alta corrente gerada pela falta, ocorre a atuação da proteção de sobrecorrente de ambos os conversores, de forma que a falta é suprida pela rede elétrica, como pode se observar nos gráficos da figura 24. A corrente de falta exibida deve-se ao fato de que a falta é posicionada anteriormente à medição de corrente.

Durante a falta, ocorre um breve afundamento na tensão CC que se restabelece mediante o isolamento do conversor do lado da máquina e a atuação do controle do conversor do lado da rede. Assim como nas análises 1 e 2, o torque vai a zero, causando aceleração no eixo. Pode-se observar o aumento progressivo da tensão CC devido ao aumento de velocidade, que causa aumento na tensão gerada e, por consequência, ocorre condução de corrente pelos diodos de roda livre.

Efeitos do aumento de R_{flt} Com o aumento de R_{flt} para $0,1\Omega$, ocorre a atuação da proteção de sobrecorrente somente do conversor do lado da rede, o que ocasiona a elevação do nível de tensão no elo CC. O *chopper* CC, no entanto, é acionado. O que mantém a tensão CC em um nível controlado e reestabelece a estabilidade do sistema, com torque e velocidade rotacional nos valores de regime. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 33, no anexo A.

Aumentando-se R_{flt} para 1Ω , ocorre a redução da tensão sintetizada no conversor do lado da rede, com as demais grandezas do sistema não alteram o comportamento. Os gráficos dos resultados para este caso podem ser observados na figura 34, no anexo A.

4.2.5 Falta monofásica na rede

A falta 5 é do tipo fase-terra aplicada na fase A na rede elétrica. Para o primeiro caso estudado, com resistência de falta R_{flt} de $0,01\Omega$, pode-se observar nos gráficos da figura 25 que as variáveis não alteram seu comportamento a partir do instante $0,2s$ da simulação, quando ocorre a falta, exceto pela corrente da fase em falta que sofre aumento em sua amplitude, a qual é suprida pela rede, desta forma, não há elevação na corrente do conversor do lado da rede. A tensão no elo CC apresenta uma pequena oscilação devido ao desequilíbrio nas amplitudes das componentes de fase das correntes devido à falta.

Efeitos do aumento de R_{flt} Com o aumento de R_{flt} para $0,1\Omega$, não é observada a oscilação, e como a corrente maior para a fase em falta é suprida pela rede, as formas

Figura 24 – Resultados para análise da falta 4

Fonte: Autor

de onda não apresentam alteração em relação ao comportamento de regime do ponto de vista do conversor.

Figura 25 – Resultados para análise da falta 5

Fonte: Autor

Conclusões

Neste documento foram apresentados, primeiramente, os principais aspectos teóricos da geração de eletricidade através do vento. Foram abordados os componentes fundamentais do aerogerador, e seus mecanismos ajuste para capturar de forma mais eficiente a energia do vento, sendo o foco do trabalho a parte elétrica, sobretudo o gerador elétrico e conversores de potência. Foram discutidas as estratégias de controle para geradores síncronos mais utilizadas na geração eólica, detalhando suas características e equacionamento.

A seguir, foi realizado o equacionamento dinâmico do sistema, obtendo as funções de transferência sobre as quais o controle é realizado. Foi também detalhado o cálculo dos parâmetros dos controladores a partir do método simétrico ótimo. Para a validação do funcionamento dos controladores projetados, foi realizada a simulação computacional no ambiente gráfico Simulink, do *software* Matlab.

A partir do modelo computacional da turbina eólica com topologia EESC conectada a rede elétrica, foram obtidos resultados que permitiram o entendimento dos controles de forma isolada. Como resultados mais relevantes, destacam-se a análise transitória de situações de falta no gerador e nos conversores. Esta análise compreendeu simulação e discussão de cinco casos de faltas aplicadas ao gerador, conversor do lado da máquina, elo CC, conversor do lado da rede e falta na rede elétrica.

As análises consideram a influência do ponto de operação do gerador sobre o controle, a qual não exerce maior influência sobre as variáveis analisadas. É observada a influência da resistência de falta sobre a sensibilização das proteções dos conversores, onde valores mais elevados de resistência de falta impedem o acionamento da proteção de sobrecorrente. Valores mais baixos de resistência de falta para faltas na rede levam à sensibilização do *chopper* CC.

O local onde a falta ocorre, como apresentado, influência não apenas em definir qual conversor é isolado, mas também sobre a condução dos diodos de roda livre. Pode-se destacar dentre os resultados obtidos que o limitador de corrente apresenta velocidade de atuação inferior à da proteção de sobrecorrente do conversor. Desta forma, para

determinados casos, ocorre a resposta da proteção antes da atuação do controle sobre o valor da corrente.

Com os resultados apresentados neste trabalho foi elaborado artigo (ANDERS et al., 2017), o qual foi apresentado em congresso internacional em Mar Del Plata, Argentina, em novembro de 2017.

Referências

- ABAD, G. et al. **Doubly Fed Induction Machine: Modeling and control for wind energy generation**. [S.l.]: Wiley, 2011. (IEEE Press Series on Power Engineering). ISBN 9781118104958.
- ACKERMANN, T. **Wind Turbine Operations, Maintenance, Diagnosis, and Repair**. [S.l.]: John Wiley & Sons, Inc., 2005. ISBN 0470855088.
- ANDERS, M. et al. Análise transitória de faltas em geradores síncronos no contexto da energia eólica. In: **XII Latin-American Congress on Electricity Generation and Transmission**. [S.l.: s.n.], 2017. p. 1–8.
- ANEEL. **Capacidade de Geração do Brasil**. 2016. Disponível em: <<http://www.aneel.gov.br/aplicacoes/capacidadebrasil/capacidadebrasil.cfm>>.
- BATAGLIOLI, R. **Simulação em Tempo Real e Proteção de Geradores Eólicos no Contexto das *Smart Grids***. 129 p. Dissertação (Mestrado) — Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2017.
- BOLDEA, I. **Synchronous Generators**. New York: CRC, 2006.
- DANESHI-FAR, Z.; CAPOLINO, G. A.; HENAO, H. Review of failures and condition monitoring in wind turbine generators. In: **The XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010**. [S.l.: s.n.], 2010. p. 1–6.
- EL-NAGGAR, A.; ERLICH, I. Fault current contribution analysis of doubly fed induction generator-based wind turbines. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 2015. v. 30, n. 3, p. 874–882, Sept 2015. ISSN 0885-8969.
- GWEC. **Annual market grew by 44%, passed 50 GW for the first time in 2014**. 2016. Acessado: 14 jun. 2016. Disponível em: <<http://www.gwec.net/global-figures/wind-energy-global-status/>>. Acesso em: 14 jun. 2016.
- HEMAMI, A. **Wind Turbine Technology**. [S.l.]: CENGAGE Learning, 2012. ISBN 9781435486461.
- IBRAHIM, R. K.; WATSON, S. Stator winding fault diagnosis in synchronous generators for wind turbine applications. In: **5th IET International Conference on Renewable Power Generation (RPG) 2016**. [S.l.: s.n.], 2016. p. 1–6.

- LU, B. et al. A review of recent advances in wind turbine condition monitoring and fault diagnosis. In: **2009 IEEE Power Electronics and Machines in Wind Applications**. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1–7.
- PHAN, T. T. et al. Transient responses of the doubly-fed induction generator wind turbine under grid fault conditions. In: **2016 International Conference on Advanced Computing and Applications (ACOMP)**. [S.l.: s.n.], 2016. p. 97–104.
- PUCRS. **Centro de energia eólica PUC-RS**. 2015. Acessado: 14 jun. 2016. Disponível em: <<http://www.pucrs.br/ce-eolica>>. Acesso em: 14 jun. 2016.
- QUÉVAL, L.; OHSAKI, H. Back-to-back converter design and control for synchronous generator-based wind turbines. In: **2012 International Conference on Renewable Energy Research and Applications (ICRERA)**. [S.l.: s.n.], 2012. p. 1–6.
- ROSHANFEKR, R.; JALILIAN, A. Wavelet-based index to discriminate between minor inter-turn short-circuit and resistive asymmetrical faults in stator windings of doubly fed induction generators: a simulation study. **IET Generation, Transmission Distribution**, 2016. v. 10, n. 2, p. 374–381, 2016. ISSN 1751-8687.
- TOMA, S.; CAPOCCHI, L.; CAPOLINO, G.-A. Wound-rotor induction generator inter-turn short-circuits diagnosis using a new digital neural network. **Industrial Electronics, IEEE Transactions on**, 2013. v. 60, n. 9, p. 4043–4052, 2013. ISSN 0278-0046.
- WU, B. et al. **Power Conversion and Control of Wind Energy Systems**. [S.l.]: John Wiley & Sons, Inc., 2011.
- YAGAMI, M. et al. Transient stability analysis of synchronous generator in power system with renewable power sources installed. In: **2016 19th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)**. [S.l.: s.n.], 2016. p. 1–5.
- ZAGGOUT, M. et al. Detection of rotor electrical asymmetry in wind turbine doubly-fed induction generators. **IET Renewable Power Generation**, 2014. v. 8, n. 8, p. 878–886, 2014. ISSN 1752-1416.

— Inicia os apêndices —

Apêndices

APÊNDICE **A**

Análise de sensibilidade

Neste apêndice são apresentados os gráficos mencionados nas análises da seção 4.2 para o aumento dos valores de resistência de falta R_{flt} .

Na figura 26 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.1 para $R_{flt} = 0,1\Omega$.

Figura 26 – Resultados para análise da falta 1 com $R_{flt} = 0,1\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 27 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.1 para $R_{flt} = 1\Omega$.

Figura 27 – Resultados para análise da falta 1 com $R_{flt} = 1\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 28 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.1 para $R_{flt} = 10\Omega$.

Figura 28 – Resultados para análise da falta 1 com $R_{flt} = 10\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 29 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.2 para $R_{flt} = 0, 1\Omega$.

Figura 29 – Resultados para análise da falta 2 com $R_{flt} = 0, 1\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 30 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.2 para $R_{flt} = 1\Omega$.

Figura 30 – Resultados para análise da falta 2 com $R_{flt} = 1\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 31 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.3 para $R_{flt} = 0,1\Omega$.

Figura 31 – Resultados para análise da falta 3 com $R_{flt} = 0,1\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 32 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.3 para $R_{flt} = 1\Omega$.

Figura 32 – Resultados para análise da falta 3 com $R_{flt} = 1\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 33 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.4 para $R_{flt} = 0, 1\Omega$.

Figura 33 – Resultados para análise da falta 4 com $R_{flt} = 0, 1\Omega$

Fonte: Autor

Na figura 34 são apresentados os resultados mencionados na seção 4.2.4 para $R_{flt} = 1\Omega$.

Figura 34 – Resultados para análise da falta 4 com $R_{flt} = 1\Omega$

Fonte: Autor