UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO–USP
ESCOLA POLITÉCNICA

Bruno Harllen Pontes da Silva

**Análise Transitória de Faltas em
Geradores de Indução Duplamente
Alimentados no Contexto da Energia
Eólica**

São Paulo
2018

Bruno Harllen Pontes da Silva

**Análise Transitória de Faltas em
Geradores de Indução Duplamente
Alimentados no Contexto da Energia
Eólica**

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

São Paulo
2018

Bruno Harllen Pontes da Silva

**Análise Transitória de Faltas em
Geradores de Indução Duplamente
Alimentados 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

Silva, Bruno Harllen

Análise Transitória de Faltas em Geradores de Indução Duplamente Alimentados no Contexto da Energia Eólica / B. H. Silva -- versão corr. -- São Paulo, 2018.

75 p.

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

1. Proteção de sistemas elétricos 2. Energia eólica 3. Simulação 4. Simulink I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas II. t.

*Este trabalho é dedicado às pessoas que utilizam a ferramenta
do conhecimento para fazer um mundo melhor para todos.*

Agradecimentos

Agradeço, primeiramente, a minha família que sempre me deu o suporte necessário para eu criar "asas", descobrir meu caminho e realizar feitos com muito amor, humildade, responsabilidade e alegria.

Agradeço a minha avó Haydée Pontes, que não está mais presente em corpo, mas está sempre presente na minha boa escrita que me possibilita transmitir e expressar meu conhecimento.

Agradeço muito ao meu orientador, o professor Dr. Renato Machado Monaro, pelos ensinamentos, paciência e responsabilidade no cumprimento deste trabalho. Ator indispensável na excelência adquirida por mim.

Agradeço a minha amiga Marina Anders pela parceria e suporte no desenvolvimento deste trabalho.

Agradeço aos amigos que moram e moraram comigo aqui de São Paulo (Vittor Melo, Luiz Augusto, Sammuel Reis, Hugo Hazboun e Caio Melo) por me ajudarem a suportar, com parceria, amizade e alegria, o "fardo" da rotina de São Paulo.

Agradeço todo o amor e carinho de todos os meus amigos do Rio Grande de Norte que, mesmo de longe, me dão força e sentido de continuar em frente.

“Somos essencialmente profissionais do sentido. Educamos, quando ensinamos com sentido. Educar é impregnar de sentido a vida. A profissão docente está centrada na vida, no bem querer.”
(Prof. Gilberto Teixeira)

Resumo

Este trabalho investiga o comportamento transitório da topologia de turbina eólica baseada em *Doubly Fed Induction Generator* (DFIG) ao simular faltas nos terminais do estator e rotor da máquina. Um modelo DFIG foi simulado no *software* Matlab/Simulink utilizando uma fonte de tensão com equivalente de Thévenin para simular a rede elétrica, um transformador de interface, uma máquina de indução de 2,0MVA e conversores fonte de tensão de dois níveis VSC conectados na topologia *back-to-back*. O controle dos conversores foi concebido a partir da estratégia de controle vetorial utilizando controladores PI projetados a partir do Método Ótimo Simétrico. A proteção *crowbar* e proteção de corrente dos conversores também foram implementados na simulação e depois validados para simular o comportamento aproximado do sistema DFIG real e, assim, verificar o comportamento transitório do DFIG no momento de faltas monofásicas, bifásicas e trifásicas nos terminais da máquina. Essa pesquisa possibilitou analisar o transitório eletromagnético a partir de gráficos de grandezas coletadas em vários pontos do sistema no momento dos distúrbios, permitindo mostrar a influência do conversor *back-to-back* no comportamento do sistema, além de proporcionar uma base teórica do modelamento dinâmico, detalhar o projeto de controle do conversor *back-to-back* e projetar duas das principais proteções do sistema DFIG. Para isso, foi simulado seis casos de falta nos terminais da máquina, coletado gráficos e feito análises detalhadas do comportamento de nove grandezas distintas. Este trabalho proporciona uma base teórica do modelamento dinâmico, detalhamento do projeto de controle do conversor *back-to-back*, projeto de duas das principais proteções do sistema DFIG e análise do comportamento dinâmico do sistema máquina-conversores no momento de distúrbios.

Palavras-chave: Proteção de sistemas elétricos, Energia eólica, Simulação, Simulink.

Abstract

This work investigates the behavior of the topology of the wind turbine based on Doubly Fed Induction Generator (DFIG) when simulating faults in the stator and rotor machine terminations. A DFIG model was simulated in the Matlab / Simulink software using a Thevenin voltage source equivalent to simulate an electrical network, an interface transformer, a 2,0MVA induction machine and two-level VSC voltage source converters connected in the back-to-back topology. The converter's control was conceived from the vector control strategy using PI controllers tuned with Symmetric Optimum Method. The crowbar protection and current protection of the inverters were also implemented in the simulation and then validated to simulate the approximate behavior of the real DFIG system and then to verify the transient behavior of the DFIG at the moment of single-phase, two-phase and three-phase faults at the machine terminals. This research makes it possible to analyze the electromagnetic transient from graphs of quantities collected at various points of the system at the time of the disturbances, allowing to show the influence of the back-to-back converter on the behavior of the system, in addition to a theoretical basis of dynamic modeling, detailing the control design of the back-to-back converter and designing two of the main DFIG system protections. For this, six fault cases were simulated at the machine terminals, collected graphs and performed detailed analyzes of the behavior of nine different quantities. This work provides a theoretical basis for dynamic modeling, detailing the control design of the back-to-back converter, designing two of the main protections of the DFIG system and analyzing the dynamic behavior of the machine-converter system at the time of disturbances.

The objective of this investigation is to discover information still scarce in the literature about the transient behavior of the DFIG topology, including the generating unit, CC link and converters at the moment of internal faults to the system.

Keywords: Protection of electrical systems, Wind energy, Simulation, Simulink.

Lista de ilustrações

Figura 1	Componentes básicos de um gerador eólico.	28
Figura 2	Turbina eólica baseada no DFIG.	33
Figura 3	Turbina eólica baseada em máquina de indução (SCIG).	33
Figura 4	Turbina eólica baseada em máquina síncrona (PMSG).	34
Figura 5	Turbina eólica sem caixa de engrenagem baseada em máquina síncrona.	34
Figura 6	Circuito equivalente monofásico do lado da rede (fase a).	36
Figura 7	Vetor de tensão da rede alinhado com o eixo d	37
Figura 8	Fluxo de potência do lado da rede.	38
Figura 9	Controle vetorial do GSC.	39
Figura 10	Diagrama do controle do CSC. Controle em cascata de potência ativa (a) e controle da potência reativa (b)	42
Figura 11	Circuito elétrico equivalente do DFIG.	44
Figura 12	Modelo dq do DFIG em coordenadas síncronas.	46
Figura 13	Circuito equivalente do DFIG considerando o fluxo do estator alinhado com a coordenada d	49
Figura 14	Diagrama de controle em cascata do RSC.	51
Figura 15	Topologia DFIG simulada.	53
Figura 16	Testes de controle no modelo DFIG.	55
Figura 17	Estratégia de proteção dos conversores.	57
Figura 18	Comportamento da tensão do <i>link</i> CC e corrente trifásica do rotor durante a falta permanente.	58
Figura 19	Localização das faltas aplicadas no sistema.	59
Figura 20	Transitório eletromagnético durante falta trifásica no rotor.	61
Figura 21	Transitório eletromagnético durante falta bifásica no rotor.	62
Figura 22	Transitório eletromagnético durante falta fase-terra no rotor.	63
Figura 23	Transitório eletromagnético durante falta trifásica no estator.	65
Figura 24	Transitório eletromagnético durante falta bifásica no estator.	66

Figura 25 Transitório eletromagnético durante falta fase-terra no estator. 67

Lista de tabelas

Tabela 1	Parâmetros da máquina.	54
Tabela 2	Estados do sistema.	54
Tabela 3	Parâmetros do controle do conversor.	56
Tabela 4	Dados da simulação.	59

Lista de siglas

DFIG *Doubly Fed Induction Generator*

SCIG *Squirrel Cage Induction Generator*

PMSG Permanent Magnet Synchronous Generator

PI Proporcional Integral

PWM *Pulse Width Modulation*

VSC *Voltage-source Converter*

PMSG *Permanent Magnet Synchronous Generator*

FINAME Financiamento de Máquinas e Equipamentos

BNDES Banco Nacional do Desenvolvimento

VSWT *Variable Speed Wind Turbines*

GIRB Gerador de Indução de Rotor Bobinado

MPMG *Multipole Permanent Magnet Generator*

RSC *Rotor Side Converter*

GSC *Grid Side Converter*

PCC Ponto de Acoplamento Comum

Sumário

1	Introdução	23
1.1	Objetivos e justificativa	25
2	Sistemas de geração eólica	27
2.1	Componentes básicos de um aerogerador	27
2.2	Conceitos básicos sobre a extração de energia dos ventos	29
2.3	Controle de potência de turbinas eólicas	30
2.3.1	Controle <i>Stall</i>	31
2.3.2	Controle <i>Pitch</i>	31
2.3.3	Controle <i>Stall</i> ativo	31
2.4	Turbinas eólicas de velocidade variável	32
2.4.1	Solução utilizando DFIG	32
2.4.2	Solução <i>Full Scale Converter</i> com caixa de engrenagem	32
2.4.3	Solução <i>Full Scale Converter</i> sem caixa de engrenagem	33
3	Controle do conversor <i>back-to-back</i>	35
3.1	Conversor do lado da rede elétrica	35
3.1.1	Modelo dinâmico do sistema do lado da rede	36
3.1.2	Controle vetorial do GSC	39
3.2	Conversor do lado da máquina	43
3.2.1	Modelo dinâmico da máquina	43
3.2.2	Controle vetorial do RSC	46
3.3	Sintonização dos controladores	52
4	Validação do modelo DFIG e análise de faltas nos terminais da máquina	53
4.1	Controle dos conversores	54
4.1.1	Proteção dos conversores	56
4.2	Análise transitória de faltas	58

4.2.1	Faltas no rotor	59
4.2.2	Faltas no estator	64
5	Considerações finais	71
5.1	Trabalhos futuros	72
5.2	Publicações	72
	Referências	73

Introdução

A maior quantidade de energia elétrica gerada no mundo ainda é através da conversão de energia térmica (EPE, 2016), gerada através da queima de combustíveis fósseis como carvão, derivados de petróleo e gás natural. Trata-se de uma fonte de energia não-renovável e sua queima, para gerar outros tipos de energia, causa alterações significativas no clima (FADIGAS, 2011). Além disso, trata-se de uma fonte de energia perecível. Esses são os motivos principais que justificam a busca e implementação sempre crescente de fontes alternativas de energia na atualidade.

A corrida, dessa vez, é investir em estudos e tecnologia para gerar energia elétrica a partir de fontes primárias renováveis com o máximo de eficiência possível, tanto que 2015 foi o sexto ano consecutivo que as fontes renováveis ultrapassaram os combustíveis fósseis em investimento líquido na capacidade de energia instalada, em âmbito mundial (SAWIN, 2016). Além da fonte hídrica, que já é bem conhecida e difundida no mundo, existem as chamadas fontes alternativas que estão em desenvolvimento para atender a demanda sempre crescente de energia elétrica. As principais fontes alternativas são: matéria de origem vegetal (Biomassa), raios solares (energia solar), ventos (energia eólica), ondas do mar, Etanol e Biodiesel (EPE, 2016).

Dentre estas, destaca-se a energia elétrica produzida a partir da força dos ventos, denominada energia eólica. A mesma é a segunda forma de geração de energia elétrica que mais cresce no mundo nos últimos dez anos, perdendo apenas para a energia solar. Já no ano de 2014, o mercado mundial de energia eólica bateu recorde adicionando 51GW de capacidade instalada, mais que qualquer outra tecnologia renovável em um ano (SAWIN, 2015). Só no Brasil foram adicionados 2,5 GW, ficando atrás da China, Alemanha e Estados Unidos dentre os países que mais investiram nessa energia (SAWIN, 2015). Isso porque em 2013, o Financiamento de Máquinas e Equipamentos (FINAME) do Banco Nacional do Desenvolvimento (BNDES), único financiador nacional de empreendimentos de geração eólica, alterou suas regras de financiamento e estabeleceu metas físicas para ampliar progressivamente a quantidade de componentes nacionais integrados aos aerogeradores. Assim, o credenciamento ao FINAME é possível a partir do cumprimento de 3

das 4 regras listadas a seguir (BNDES, 2016):

- ❑ "Fabricação das torres no Brasil, com pelo menos 70% das chapas de aço fabricadas no país ou concreto armado de procedência nacional";
- ❑ "Fabricação das pás no Brasil em unidade própria ou de terceiros";
- ❑ "Montagem da Nacelle (parte principal do aerogerador) no Brasil, em unidade própria";
- ❑ "Montagem do cubo (peça que envolve a Nacelle) no Brasil, com fundido de procedência nacional".

Agora, segundo ANEEL (2017), o Brasil possui 333 usinas eólicas em implantação somando 7,7MW de capacidade instalada (considerando apenas usinas com outorgas válidas). Dessa forma, ela se apresenta como complementar à hidrelétrica (principal fonte de energia elétrica), pois a costa brasileira apresenta boas características de vento (velocidade, baixa turbulência e uniformidade) e torna-se ainda melhor no período seco, intensificando sua produção e servindo como compensação à baixa dos reservatórios das hidrelétricas.

Como o regime dos ventos não é constante, tem-se adotado sistemas de geração eólicos que operam à velocidade variável. Isso faz com que o gerador elétrico gere sinais de tensão com frequência e amplitude variável. Aqui entra o papel da eletrônica de potência que está em crescente utilização nesse tipo de geração. O acoplamento do gerador eólico à rede elétrica é feito a partir de conversores/inversores que regulam os níveis de frequência para a correta conexão à rede (HUANG et al., 2008).

Nos últimos 15 anos, o gerador de indução duplamente alimentado, do inglês *Doubly Fed Induction Generator* (DFIG), tem se tornado a topologia mais aplicada em turbinas eólicas de velocidade variável, do inglês *Variable Speed Wind Turbines* (VSWT), fazendo parte de até 60% do sistema motriz de VSWT com potência superior à 1,5MW (ZAGGOUT et al., 2014). Essa topologia de VSWT é baseada em um Gerador de Indução de Rotor Bobinado (GIRB), no qual seu estator é conectado diretamente à rede elétrica e seu rotor alimentado, via anéis deslizantes, por um conversor *back-to-back* com capacidade 30% da potência nominal do gerador. Dessa forma, a taxa de variação de velocidade desse sistema é limitada em -30% a +20% da velocidade síncrona (ABAD et al., 2011).

A confiabilidade desse sistema é um aspecto importante devido sua expressão dominante em aplicações de VSWT nos sistemas de conversão de energia eólica. Nesse contexto, sua proteção torna-se muito importante e objetiva, principalmente, limitar as falhas elétricas e mecânicas durante a condição de operação normal e de emergência, para evitar danos maiores ao sistema (MANSOURI; NAYERIPOUR; NEGNEVITSKY, 2016).

Um dos principais vilões da confiabilidade de sistemas elétricos são os transitórios eletromagnéticos causados pela alteração súbita nas condições de operação. É um pequeno

período (milissegundos) no qual os equipamentos em operação podem ser submetidos às condições severas de sobretensão, subtensão, sobrecorrente, desequilíbrios, reversão de fluxo de potência, que levam a deterioração dos seus componentes. Com isso, há um interesse em analisar esses momentos de transitório para cada configuração de sistema elétrico instalado.

1.1 Objetivos e justificativa

Esse estudo é focado em conhecer o comportamento transitório das grandezas elétricas em vários pontos da topologia DFIG, incluindo a unidade geradora, *link* CC e conversores de potência, ao simular via *Matlab/Simulink*, a ocorrência de faltas trifásica, bifásica e fase-terra nos terminais do rotor e estator da unidade geradora de energia elétrica.

Um dos tipos de falhas frequentes no sistema são as internas à máquina, nas quais os trabalhos de pesquisa buscam identificá-las e diagnosticá-las logo no início do seu surgimento para reduzir danos na máquina. Para algumas falhas características existem várias técnicas desenvolvidas como: faltas entre-espiras através de um novo tipo de rede neural (TOMA; CAPOCCHI; CAPOLINO, 2013), defeitos nos enrolamentos através da análise espectral de sinais elétricos modulados (STEFANI et al., 2008), falhas de assimetria elétrica do rotor a partir da malha de controle do conversor do lado do rotor (ZAGGOUT et al., 2014), falhas de enrolamento do estator aproveitando as medidas dos sensores já incorporados ao sistema (STOJČIĆ; PAŠANBEGOVIĆ; WOLBANK, 2014), curto-circuito entre espiras e assimetria resistiva de enrolamento a partir da aplicação da transformada de *Wavelet* (ROSHANFEKR; JALILIAN, 2016).

Além do monitoramento da máquina, é importante analisar a interação entre a turbina eólica e a rede no momento de distúrbios internos e externos à topologia DFIG. Para os distúrbios externos, o desafio é manter os geradores eólicos conectados pelo maior tempo possível diante de faltas na rede elétrica (OKEDU et al., 2012; PANNELL; ATKINSON; ZAHAWI, 2010; ROTHENHAGEN; FUCHS, 2009; HOWARD; LIANG; HARLEY, 2014), para manter a continuidade da geração de energia. No caso de distúrbios internos, é importante o estudo de coordenação da proteção e cálculo da corrente máxima permitida pela rede elétrica (MORREN; HAAN, 2007). Além da rede elétrica, o transformador de interface, a máquina, enrolamentos do estator e do rotor, partes mecânicas, *link* CC e os conversores de potência precisam ser protegidos para melhorar a confiabilidade, segurança e desempenho geral da turbina, além de minimizar o custo de manutenção (MANSOURI; NAYERIPOUR; NEGNEVITSKY, 2016).

No caso de faltas, encontram-se frequentemente pesquisas de curto-circuito trifásico nos terminais do estator da máquina, analisando graficamente e descrevendo matematicamente as características da corrente de falta alimentada pelo DFIG (MORREN; HAAN, 2007; ZHANG; LI; XU, 2009; MA et al., 2012; MARMOLEJO; PALAZZO; DELFANTI, 2014).

Essas pesquisas, porém, limitam-se ao estudo e análise de curto-circuito trifásico e a literatura ainda carece da análise do comportamento transitório do DFIG, incluindo a unidade geradora, *link* CC e conversores de potência, no momento de outros tipos de faltas nos terminais do estator, como a bifásica e fase-terra, além de faltas nos terminais do rotor. Diante disso, esse estudo busca preencher essa lacuna analisando graficamente faltas trifásicas, bifásicas e fase-terra nos terminais do rotor e estator a partir de simulação via *Matlab/Simulink*.

Sistemas de geração eólica

Neste capítulo, inicia-se o estudo dos conceitos básicos de geradores eólicos. Para dar base ao estudo dos aerogeradores mais modernos, os componentes básicos de um aerogerador de velocidade fixa e seu princípio de extração de energia do vento são descritos. De acordo com Abad et al. (2011), a tecnologia de uma turbina eólica de velocidade fixa foi introduzida no final da década de 70 por pioneiros da Dinamarca e se baseava em geradores elétricos de gaiola de esquilo com o controle de potência de *stall* e *pitch*. Foi amplamente utilizada nas décadas de 80 e 90, quando se iniciou a expansão da energia eólica em países como a Espanha, Dinamarca e Alemanha.

Porém, segundo Abad et al. (2011), a maioria das turbinas eólicas em operação nos dias de hoje são de velocidade variável baseadas em DFIG, compartilhando o mercado com os *Wound Rotor Synchronous Generators* (WRSGs) e as mais novas no mercado baseadas em Geradores Síncronos de Ímãs Permanentes, do inglês *Permanent Magnet Synchronous Generator* (PMSG). Dessa forma, posterior à descrição dos conceitos básicos de turbinas eólicas de velocidade fixa, a evolução dos sistemas de geração de velocidade variável é descrita, detalhando suas principais topologias.

2.1 Componentes básicos de um aerogerador

A Figura 1 ilustra os componentes principais de um aerogerador, os quais são apresentados a seguir:

Torre Por meio de uma fundação de concreto, o aerogerador ou gerador eólico tem sua torre fixada ao solo, a qual é responsável por posicionar e sustentar o conjunto rotor-nacele, que é composto pelas pás, cubo e pela maior parte dos componentes eletromecânicos do aerogerador. Segundo ABDI (2014), há dois tipos comuns de torres: treliçada (aço galvanizado) e cônica (aço e/ou concreto protendido). A primeira é mais empregada em alturas acima de 100 metros. A segunda, como foi dito, pode ser construída de forma híbrida utilizando os dois materiais (aço e concreto), podendo superar os 100 metros,

Figura 1 – Componentes básicos de um gerador eólico.

Fonte: (BATAGLIOLI, 2017)

também. A torre cônica feita somente com aço é mais utilizada em alturas menores de 100 metros. No Brasil é comum a utilização de torres cônicas de aço e as híbridas nos parques eólicos instalados. No caso da primeira, seu transporte é possível a partir da sua divisão em três segmentos (23 a 24 metros de comprimento e 4,0 a 5,5 metros de diâmetro) que pesam 50 a 60 toneladas cada uma.

Nacele A nacelle é um casco abrigado sobre a torre que abriga os principais componentes da turbina eólica tais como: eixo principal, máquina geradora de energia elétrica, caixa multiplicadora de velocidade (algumas topologias de turbinas não utilizam), transformador, mecanismos de guinada, etc. Seu tamanho e formato dependem dos componentes e da sua disposição no seu interior. Porém, a variação mais significativa é a presença ou não da caixa multiplicadora de velocidade. O gerador elétrico é acionado pelo eixo principal, transferindo a energia mecânica da turbina. Essa energia é convertida em energia elétrica pelo gerador elétrico. Entre o eixo principal e o gerador pode existir uma caixa multiplicadora de velocidade que aumenta a velocidade do rotor para se adequar à velocidade do gerador. Essa caixa, segundo ABDI (2014), ocupa a maior massa da nacelle e seu custo pode ser de, aproximadamente, 13% do custo desta. Necessita de manutenção intensiva e de outros sistemas para seu funcionamento, como comando para lubrificação e refrigeração, trocadores de calor e bombas hidráulicas. No caso de aerogeradores que não utilizam a caixa multiplicadora de velocidade, o gerador elétrico precisa ter mais pólos para gerar a mesma quantidade de energia com a rotação menor do eixo, sendo utilizado o gerador de polos salientes (ou multipolos) com o estator em forma de anel.

Mecanismo de guinada O mecanismo de guinada (do inglês *yaw mechanism*) consiste, geralmente, de motores elétricos, engrenagens e rolamentos. Ele tem a função de orientar o conjunto rotor-nacele contra o vento e maximizar sua captura. Esse mecanismo é operado por um controlador eletrônico que também monitora a condição da turbina eólica. O controlador eletrônico detecta a direção e velocidade do vento usando a biruta e o anemômetro, respectivamente.

Turbina De acordo com ABDI (2014), as pás são perfis aerodinâmicos que variam entre 30 a 70 metros de comprimento (instalações *onshore*). São conectadas ao cubo, formando a turbina do aerogerador que interage diretamente com o vento para converter a energia cinética do vento em energia mecânica rotacional. As pás são fabricadas com resina epóxi ou poliéster reforçada com fibra de vidro e/ou carbono. Normalmente são revestidas por um material a base de *gel-coat* e/ou poliuretânico para proteção contra intempéries. Possui 6 a 10 toneladas, cada uma, correspondendo a 7% da massa do aerogerador. O cubo é uma peça única de ferro fundido à frente do aerogerador que acomoda os elementos de fixação das pás e os motores que ajustam o ângulo de ataque das pás, conhecido como sistema de passo (*pitch*) (ABDI, 2014). Este sistema faz o controle e proteção aerodinâmico do aerogerador e será detalhado neste capítulo.

2.2 Conceitos básicos sobre a extração de energia dos ventos

Segundo Abad et al. (2011), a técnica de absorção da energia cinética do vento pode ser explicada de acordo com a teoria do disco atuador, baseando-se nos balanços energéticos e da equação de Bernoulli (1). Esta modela a potência contida na forma de energia cinética na passagem do vento a uma velocidade V_v , por uma área A .

$$P_v = \frac{1}{2} \rho A V_v^3 \quad (1)$$

onde ρ é a densidade do ar.

Lemos (2005) explica que o vento ao passar pelo plano de rotação da turbina eólica sofre um decréscimo de pressão. À medida que o ar se aproxima, sua potência cinética P_v é reduzida e parte dessa potência perdida é recuperada pela turbina eólica. A equação (2) define a potência recuperada P_t

$$P_t = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 V_v^3 C_p \quad (2)$$

Onde R é o raio da turbina e C_p é o coeficiente de potência. Esse coeficiente é um parâmetro sem dimensão e expressa a eficácia da turbina eólica em recuperar a energia do vento. Coerente com o que já foi dito, Abad et al. (2011) afirmam que há um valor

máximo teórico de C_p , no qual Betz encontrou como sendo 0,593, ou seja, a turbina eólica só pode extrair 59,3% da potência total do vento.

O projeto das turbinas eólicas é focado, então, no aumento de C_p para obter um aumento na potência capturada do vento. As turbinas eólicas mais modernas possuem um coeficiente de potência entre 0,2 a 0,5 (WU et al., 2011). Segundo Abad et al. (2011), a maneira mais direta de representar este coeficiente é por meio de expressões analíticas dadas em função da razão entre a velocidade da ponta da pá e velocidade do vento, equação (5), e do ângulo do eixo longitudinal da pá (β), como expresso nas equações (3) e (4).

$$C_p = k_1 \left(\frac{k_2}{\lambda_i} - k_3 \beta - k_4 \beta^{k_5} - k_6 \right) \left(e^{\frac{k_7}{\lambda_i}} \right) \quad (3)$$

onde,

$$\lambda_i = \frac{1}{\lambda + k_8} \quad (4)$$

$$\lambda = \frac{\omega_t R}{V_v} \quad (5)$$

Na qual ω_t representa a velocidade de rotação das pás.

As equações (3) e (4) dependem principalmente das características geométricas das pás. Essas equações são adaptadas às características particulares do local, à potência nominal desejada, ao tipo de controle das pás e ao tipo de operação (velocidade fixa ou variável) do aerogerador objetivando maximizar a eficiência da turbina.

O ângulo β , ou ângulo de passo (do inglês *pitch*), é um parâmetro controlado pelos mecanismos de controle de potência e proteção do aerogerador. Ele interfere diretamente na magnitude de C_p , implicando na eficiência da extração de energia do vento pela turbina. No que diz respeito à proteção, quando a velocidade do rotor é ultrapassada em consequência de uma forte massa de ar, o gerador vai operar de uma forma desconhecida até o ponto de danificá-lo. Com isso, limitar a potência fornecida pela turbina se faz necessária (GUERRERO, 2014).

O controle de passo pode ser tanto ativo ou passivo de acordo com a necessidade ou não de variação do passo do rotor, respectivamente, e serão detalhados nas seções seguintes.

2.3 Controle de potência de turbinas eólicas

Todas as turbinas eólicas, desde a sua criação na década de 70, são projetadas com algum tipo de controle de potência para protegê-las de ventos mais fortes e permitir sua manutenção. Para as turbinas de velocidade variável o controle de potência é, além de proteger e permitir sua manutenção, essencial para a extração de máxima potência do vento. Há duas maneiras diferentes de fazer esse controle: controle de *pitch* e controle

de *stall*. Existe também o controle feito a partir da mistura de ambos que será, como as outras, descritas a seguir.

2.3.1 Controle *Stall*

O método de controle com perda aerodinâmica passiva chamada de *Stall Control* é o mais simples, robusto e barato. As pás são aparafusadas no eixo em um ângulo fixo e não há controle de passo de rotor, ou seja, não é possível que elas girem em torno do seu eixo longitudinal de forma a reduzir o ângulo de ataque do fluxo do vento, porém o projeto aerodinâmico das pás causa uma limitação de velocidade e entram em *stall* depois de um excesso na velocidade do vento. O *stall* ou estol, em português, é a superfície da pá na qual o escoamento de ar é deslocado quando há uma velocidade de vento muito alta. Assim, aumenta as forças de arrasto e reduz-se as forças de sustentação para controlar o aumento da potência no rotor. Sua vantagem está em evitar partes móveis no rotor e causar pouca flutuação de energia. Já suas desvantagens são: menor eficiência em baixas velocidades e desafios na dinâmica estrutural de toda a estrutura (ACKERMANN, 2005).

2.3.2 Controle *Pitch*

Outro tipo de controle é por variação ativa de passo, chamado de *Pitch Control*, que possui variação de passo no rotor das pás, fazendo-as girarem em torno do seu eixo longitudinal para aumentar ou diminuir seu ângulo de ataque dependendo se a produção de energia estiver baixa ou alta, respectivamente. Esse controle das pás permite controlar a energia gerada de uma forma muito satisfatória, pois o valor médio da potência de saída do gerador é mantido perto da potência nominal para velocidades de vento tanto baixas quanto elevadas, essa é sua principal vantagem. Algumas desvantagens são complexidade no controle de passo no rotor e flutuações de energia maiores que o controle anterior em velocidades de vento elevadas (ACKERMANN, 2005).

2.3.3 Controle *Stall* ativo

A terceira possibilidade de controle é a com perda aerodinâmica ativa, chamada de *Active Stall Control*. Trata-se da mistura dos dois controles mencionados anteriormente. As pás do rotor entram em *stall* a partir do controle da sua posição longitudinal, ou seja, há um controle de passo das pás do rotor, porém esse controle faz girar as pás no sentido contrário ao do *Pitch Control*, fazendo-as estarem na posição de *stall* para diminuir a força de sustentação do vento que se encontra em alta velocidade. A vantagem desse controle é que ele permite que o gerador forneça potência próxima da nominal em qualquer velocidade de vento, compensando variações na densidade do ar. Necessita de pequenas mudanças na posição longitudinal das pás, suavizando as variações de potência, e realiza paradas de emergência de forma muito fácil (ACKERMANN, 2005).

2.4 Turbinas eólicas de velocidade variável

Como foi mencionado no início deste capítulo, as turbinas eólicas de velocidade variável são a maioria em operação nos dias de hoje e isso se deve à sua característica de adaptar a velocidade da turbina eólica à velocidade do vento. Como foi explicado na seção 2.2 deste capítulo, há um $C_{p,max}$ para cada ângulo de *pitch* (β) e, conseqüentemente, há um λ_{max} relativo a este $C_{p,max}$, ou seja, há uma relação entre a velocidade da ponta da pá e a velocidade do vento na qual o torque que este aplica na turbina é máximo. Considerando um λ_{max} estabelecido e que a velocidade da turbina seja fixa, ao variar a velocidade do vento a mesma deixa de extrair o máximo da energia do vento da qual ela é capaz. Esse é o principal defeito das turbinas de velocidade fixa, fazendo às de velocidade variável mais adaptada às características do vento.

Assim, neste estudo será abordada a evolução dos geradores eólicos utilizando turbinas de velocidade variável descrevendo as suas topologias básicas que são divididas em três categorias diferentes, segundo (ABAD et al).

2.4.1 Solução utilizando DFIG

O DFIG tem sido usado desde a década de 1990 em turbinas eólicas de velocidade variável. Trata-se de um gerador de indução conectado à rede elétrica tanto pelo estator quanto pelo rotor. A diferença é que este último possui conversores de potência bidirecionais (conversor do lado do rotor - RSC e conversor do lado da rede - GSC) em conexão *back-to-back* fazendo sua interface com a rede elétrica para assegurar a geração de energia na frequência e tensão nominal da rede elétrica independente da velocidade do rotor. Sua arquitetura é ilustrada na figura 2.

A principal vantagem dessa solução é a utilização de um conversor eletrônico de potência em pequena escala (1/3 da potência do gerador), reduzindo o preço do sistema e perdas de energia. Com isso, sua velocidade é limitada em -30% a 20% da velocidade nominal. Possui controle completo de potência ativa e reativa trocada com a rede elétrica. Suas desvantagens são a necessidade de caixas multiplicadora de velocidade e de anéis coletores por serem itens que necessitam de manutenção intensiva, representando fontes de possíveis falhas.

2.4.2 Solução *Full Scale Converter* com caixa de engrenagem

Segundo Abad et al. (2011), os geradores utilizados nessa configuração são o PMSG e o Gerador de Indução de Gaiola de Esquilo, do inglês *Squirrel Cage Induction Generator* (SCIG). Os mesmos utilizam conversores bidirecionais para, também, assegurar a energia na frequência e tensão nominal da rede elétrica independente da velocidade do rotor. Essa solução para os dois geradores está ilustrada nas figuras 3 e 4.

Figura 2 – Turbina eólica baseada no DFIG.

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

O SCIG e o PMSG utilizam caixa multiplicadora de velocidade de três e dois estágios, respectivamente, para conectar o eixo de baixa velocidade ao eixo de alta velocidade. Por utilizar o conversor em escala total, essa solução permite o funcionamento à velocidade máxima da máquina. Não necessita de escovas no gerador, diminuindo a manutenção do sistema e permite o controle completo de potência ativa e reativa trocada com a rede elétrica. A desvantagem comum aos dois geradores nessa configuração é a necessidade de engrenagem. Para o SCIG normalmente se utilizam engrenagens de três estágios. O PMSG se utilizam, normalmente, engrenagens de dois ou até um estágio. Esse último também é caracterizado por utilizar um gerador multipolar e ímãs permanentes em grandes quantidades (ABAD et al., 2011).

Figura 3 – Turbina eólica baseada em máquina de indução (SCIG).

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

2.4.3 Solução *Full Scale Converter* sem caixa de engrenagem

Os geradores elétricos que utilizam essa técnica são o Multipolar de Ímã Permanente, do inglês *Multipole Permanent Magnet Generator* (MPMG) e os WRSGs. Eles permitem conectar o eixo da máquina diretamente ao rotor da turbina eólica, por isso não utilizam caixa multiplicadora de velocidade, como ilustrado na figura 5. Essa solução

Figura 4 – Turbina eólica baseada em máquina síncrona (PMSG).

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

também utiliza conversores bidirecionais pelos mesmos motivos das soluções anteriores. De acordo com (ABAD et al., 2011), a maior desvantagem desta técnica é a necessidade de um conversor de mesma potência do gerador elétrico, onerando o sistema e aumentando as perdas de energia, além de necessitar de um filtro de potência na potência nominal do gerador elétrico para eliminar reduzir a distorção harmônica gerada pelo conversor. Outra desvantagem é a necessidade de uma máquina multipolar que requer um número elevado de pólos, fazendo dessa máquina maior do que as das soluções anteriores. Em compensação, o número elevado de pólos faz a máquina operar em velocidades baixas, tornando dispensável o uso da caixa multiplicadora de velocidade.

Figura 5 – Turbina eólica sem caixa de engrenagem baseada em máquina síncrona.

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

Controle do conversor *back-to-back*

O controle dos conversores ligados na topologia *back-to-back* garante a geração de energia na frequência e tensão nominal da rede elétrica independente da velocidade do rotor. O *link* CC faz o isolamento de frequência entre o gerador e a rede elétrica e, assim, o conversor do lado do rotor, mais conhecido na literatura como *Rotor Side Converter* (RSC) torna-se independente da frequência da rede para realizar o controle do escorregamento do gerador, variando a velocidade do rotor (ABAD et al., 2011). O conversor do lado da rede, também mais conhecido por *Grid Side Converter* (GSC), por sua vez, independe da frequência, tensão e corrente do gerador e transfere a potência ativa gerada pelo rotor do DFIG para a rede elétrica, além de apoiá-la no suprimento de potência reativa.

Portanto, há duas operações distintas que, juntas, realizam um objetivo. No caso de conversores, duas operações distintas significam dois controles distintos que serão detalhados nas duas próximas seções. Os controles descritos a seguir são baseados em controle vetorial e, segundo Abad et al. (2011), trata-se de uma técnica amplamente difundida entre as estratégias de controle de conversores conectados à rede. Ela também provê bom desempenho com requisitos de implementação razoavelmente simples, permite o desacoplamento das grandezas de corrente e potência, fornecendo mais alternativas para manipular as variáveis do sistema e ainda se utiliza da teoria de vetor espacial para entendimento do comportamento dinâmico da planta.

3.1 Conversor do lado da rede elétrica

O GSC tem a função de permitir a transferência de parte da energia gerada no DFIG para a rede elétrica. Essa parcela de energia é fornecida pelo rotor que escoar para o *link* CC (ABAD et al., 2011).

Segundo Quéval e Ohsaki (2012), com a técnica de controle vetorial é possível controlar o fluxo de potência ativa e reativa independente uma da outra. Essa possibilidade permite que o GSC realize duas funções principais:

- ❑ Transferir potência ativa para a rede elétrica, regulando a tensão no *link* CC;
- ❑ Auxilia no suporte de potência reativa da rede elétrica.

A seguir, o comportamento dinâmico do sistema do lado da rede será modelamento, definindo o comportamento de suas variáveis através das equações diferenciais, e, no final desta seção, o controle vetorial baseado na teoria de vetor espacial será aplicado ao GSC.

3.1.1 Modelo dinâmico do sistema do lado da rede

A teoria de vetor espacial permite derivar diferentes modelos dinâmicos do DFIG e do sistema do lado da rede. Este último, primeiramente, terá suas equações diferenciais derivadas a partir do modelo dinâmico dq , definindo o comportamento das suas variáveis (ABAD et al., 2011).

A Figura 6 representa o sistema monofásico do lado da rede, no qual é formado pela saída de tensão do conversor v_{af} , um filtro passivo indutivo e a tensão da rede.

Figura 6 – Circuito equivalente monofásico do lado da rede (fase a).

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

Aplicando a lei de Kirchhoff das malhas, deriva-se a seguinte equação:

$$v_{fabc} = R_f i_{gabc} + L_f \frac{di_{gabc}}{dt} + v_{gabc} \quad (6)$$

Onde,

L_f = indutância do filtro do lado da rede (H)

R_f = resistência do filtro do lado da rede (Ω)

v_{gabc} = tensão da fase A (V), com velocidade angular ω_s em (rad/s)

i_{gabc} = corrente na fase A fluindo através da saída do conversor do lado da rede (A)

v_{fabc} = tensão de saída do conversor referido ao ponto neutro n (V)

A decomposição da equação (6), em componentes dq , resulta nas equações (7) e (8) referentes ao quadro de referência dq girando à velocidade ω_s :

$$v_{df} = R_f i_{dg} + L_f \frac{di_{dg}}{dt} + v_{dg} - \omega_a L_f i_{qg} \quad (7)$$

$$v_{qf} = R_f i_{qg} + L_f \frac{di_{qg}}{dt} + v_{qg} + \omega_a L_f i_{dg} \quad (8)$$

Assim, alinhando-se a componente $\vec{v}_d^g$ do quadro de referência dq ao vetor de tensão $\vec{v}_g^g$ e determina-se que a velocidade angular síncrona ω_a é igual à velocidade angular da tensão da rede. Isso simplifica as equações de tensão do sistema e também diminui os passos de cálculos de potência ativa e reativa (ABAD et al., 2011). Desacoplando e simplificando o sistema (vide Figura 7), têm-se:

$$v_{dg} = |\vec{v}_g^g| \quad (9)$$

$$v_{qg} = 0 \quad (10)$$

$$\omega_a = \omega_s \quad (11)$$

$$\theta = \omega_a t \Rightarrow \theta = \theta_g = \omega_s t \quad (12)$$

Figura 7 – Vetor de tensão da rede alinhado com o eixo d .

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

As expressões (7) e (8) são simplificadas para (13) e (14):

$$v_{df} = R_f i_{dg} + L_f \frac{di_{dg}}{dt} + v_{dg} - \omega_s L_f i_{qg} \quad (13)$$

$$v_{qf} = R_f i_{qg} + L_f \frac{di_{qg}}{dt} + \omega_s L_f i_{dg} \quad (14)$$

Assim, as potências ativa e reativa totais trocadas com a rede são calculadas de acordo com (15) e (16), respectivamente.

$$P_g = \frac{3}{2} \text{Re}\{\vec{v}_g \vec{i}_g^*\} = \frac{3}{2} (v_{dg} i_{dg} + v_{qg} i_{qg}) \quad (15)$$

$$Q_g = \frac{3}{2} \text{Im}\{\vec{v}_g \vec{i}_g^*\} = \frac{3}{2} (v_{qg} i_{dg} - v_{dg} i_{qg}) \quad (16)$$

Considerando as relações (9) e (10), o cálculo das potências podem ser simplificadas para (17) e (18).

$$P_g = \frac{3}{2} v_{dg} i_{dg} = \frac{3}{2} |\vec{v}_g| i_{dg} \quad (17)$$

$$Q_g = -\frac{3}{2} v_{dg} i_{qg} = -\frac{3}{2} |\vec{v}_g| i_{qg} \quad (18)$$

Observa-se o desacoplamento entre as componentes dq de corrente, possibilitando o calculo dissociado das potências ativa e reativa. Assim, a componente i_{dg} é responsável pelo valor de P_g , enquanto que a componente i_{qg} é responsável pelo valor de Q_g .

Relembrando que as fontes v_{af} , v_{bf} e v_{cf} representam o GSC, assim pode-se redesenhar a Figura 6 na forma trifásica através da Figura 8. A potência ativa e reativa na saída do conversor não é a mesma calculada para o lado da rede, pois este fornece energia para rede e, também, para o filtro. Assim, as expressões de potência ativa e reativa, calculadas anteriormente, são acrescidas das potências dissipadas no filtro, como mostrado nas equações (19) e (20).

Figura 8 – Fluxo de potência do lado da rede.

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

$$P_f = \frac{3}{2} \left(R_f |\vec{i}_g|^2 + v_{dg} i_{dg} \right) \quad (19)$$

$$Q_f = \frac{3}{2} \left(L_f \omega_s |\vec{i}_g|^2 - v_{dg} i_{qg} \right) \quad (20)$$

3.1.2 Controle vetorial do GSC

A partir do trabalho de Quéval e Ohsaki (2012), pode-se projetar o sistema do lado da rede com o seu controle. Como já foi dito anteriormente, o objetivo do controle do conversor é manter a tensão no *link* CC constante para garantir a passagem do fluxo de potência do rotor do DFIG para a rede elétrica, Figura 9. Para isso, mede-se a tensão no *link* CC, corrente e tensão na rede para serem as entradas do bloco de controle que tem como saída os pulsos de controle do conversor. Tanto o GSC quanto o RSC são conversores fonte de tensão (do inglês *Voltage-source Converter* (VSC)), de dois níveis, baseados em *Insulated Gate Bipolar Transistor* (IGBTs). Estes operam através de *Pulse Width Modulation* (PWM) (ABAD et al., 2011).

Figura 9 – Controle vetorial do GSC.

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

3.1.2.1 Projeto do sistema

Tensão no *link* CC : Quéval e Ohsaki (2012) assumem um conversor ideal com alta taxa de modulação de frequência, sinal PWM naturalmente amostrado e um sistema balanceado. A saída de tensão de linha RMS do lado CA, $v_{LL,RMS}$, é uma função da tensão do *link* CC, V_{cc} , e da taxa de modulação m que varia de 0 a 1, como descreve (21).

$$v_{LL,RMS} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} m \frac{v_{dc}}{2} \quad (21)$$

A partir da equação (21), calcula-se a tensão nominal do *link* CC na equação 22, levando em conta as flutuações da rede, queda de tensão do filtro e confiabilidade de operação. Assim, Quéval e Ohsaki (2012) consideraram um fator de sobretensão x que,

para um sistema de baixa tensão, é definido sendo 1,1pu. Para um sistema de média tensão, x é 1,15pu.

$$v_{dc}^* = x \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{3}} v_{LL,RMS,max} \quad (22)$$

Onde,

$v_{LL,RMS,max}$ = tensão de linha RMS máxima da rede elétrica

Capacitor do *link* CC : O *link* CC é composto por um capacitor e, por isso, sua tensão precisa ser controlada. A definição do capacitor para a topologia *back-to-back* é baseada na escolha entre o *ripple* de tensão, vida útil e rapidez do controle no *link* CC. Considerando isso, a capacitância é definida na equação (23) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012):

$$C = \frac{S}{4\pi f_{min} v_{dc}^* \Delta v_{dc}} \quad (23)$$

Onde,

S = potência aparente do conversor

f_{min} = frequência mínima da rede elétrica

Δv_{dc} = *ripple* de tensão permitido, pico-a-pico, de regime permanente no *link* CC.

Tipicamente 2% de v_{dc}^*

Filtro : Utilizado para mitigar os efeitos indesejáveis (harmônicos de corrente), mas inevitáveis, dos conversores fonte de tensão. Quéval e Ohsaki (2012) define a indutância e resistência do filtro em 0,15 pu e $0,15/f_{nom,grid}$ da impedância de base do sistema (Z_{base}), respectivamente.

$$Z_{base} = \frac{V_{base}^2}{S_{base}} \quad (24)$$

Onde,

V_{base} = Tensão nominal do estator da máquina;

S_{base} = Potência aparente nominal do conversor de potência.

3.1.2.2 Modelagem do sistema

Equação do VSC : Do ponto de vista do controle, o gerador PWM-VSC é considerado como uma função de transferência de primeira ordem (QUÉVAL; OHSAKI, 2012) (ver equação (25)).

$$F_r(s) = \frac{v_{out}}{v_{ctrl}} = \frac{1}{1 + T_a s} \quad (25)$$

Onde

v_{ctrl} = tensão de entrada do controle

v_{out} = tensão de saída do controle

T_a = tempo de atraso devido ao tempo de geração e computação. Por simplificação, Quéval e Ohsaki (2012) definem $T_a = 1/F_{PWM}$, onde F_{PWM} é a frequência de chaveamento dos IGBTs.

Equações do sistema do lado da rede elétrica : O sistema do lado da rede elétrica é controlado através de uma malha interna de corrente que tem como entrada a corrente da rede elétrica e como saída um sinal de controle de tensão. As equações (26) e (27) definem a variação da corrente em relação ao tempo através de um quadro de referência dq e, a partir delas, define-se a função de transferência.

Isolando a derivada de corrente, têm-se:

$$\frac{di_{qg}}{dt} = -\frac{R_f}{L_f}i_{qg} - \omega_s i_{dg} + \frac{1}{L_f}(v_{qf} - v_{qg}) \quad (26)$$

$$\frac{di_{dg}}{dt} = \omega_s i_{qg} - \frac{R_f}{L_f}i_{dg} + \frac{1}{L_f}(v_{df} - v_{dg}) \quad (27)$$

Note que há termos cruzados $-\omega_s i_d$ e $\omega_s i_q$ entre os eixos. Então, faz-se um acoplamento para encontrar uma função de transferência independente do termo cruzado na equação (28) e (29).

$$\Delta v_q = v_{qf} - v_{qg} - \omega_s L_f i_{dg} \quad (28)$$

$$\Delta v_d = v_{df} - v_{dg} + \omega_s L_f i_{qg} \quad (29)$$

Resultando nas equações (30) e (31).

$$\frac{di_{qg}}{dt} = -R_r i_{qg} + \Delta v_q \quad (30)$$

$$\frac{di_{dg}}{dt} = -R_r i_{dg} + \Delta v_d \quad (31)$$

Dessa forma, i_{qg} e i_{dg} respondem à Δv_q e Δv_d , respectivamente, através da função de primeira ordem a seguir:

$$F_g(s) = \frac{i_{qg}}{\Delta v_q} = \frac{i_{dg}}{\Delta v_d} = \frac{1}{R_r} \frac{1}{1 + \tau_r s} \quad (32)$$

Onde $\tau_r = L_f/R_f$.

Equação do *Link* CC : O equilíbrio de potência, mostrado na equação (33), em uma base instantânea relaciona os lados CC e CA do conversor a partir da equação (17).

$$v_{dc}i_{dc,grid} = \frac{3}{2}v_{dg}i_{dg} \quad (33)$$

A equação que rege a tensão no capacitor é definida na equação (34).

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = -i_{dc,grid} - i_{dc,gen} \quad (34)$$

Então, Quéval e Ohsaki (2012) consideram $i_{dc,gen}$ como sendo uma perturbação, do ponto de vista do controlador, e aproxima $v_{sd} \approx v_{dc}/2$. Dessa forma, a tensão v_{sd} responde à corrente i_d através de uma função de transferência simples de primeira ordem na equação (35).

$$F_v(s) = \frac{v_{dc}}{i_{dg}} = -\frac{3}{4C} \frac{1}{s} \quad (35)$$

3.1.2.3 Estratégia e projeto de controle

Quéval e Ohsaki (2012) estruturam um controlador em cascata para o controle de potência ativa, representado na Figura 10 (a). A malha interna, mais rápida, controla a corrente de eixo d da rede elétrica. A malha externa é mais lenta e controla a tensão no *link* CC para gerar a referência de corrente i_d^* da malha interna.

Já o controle de potência reativa foi projetado apenas a malha de controle de corrente, ilustrada na Figura 10 (b).

Figura 10 – Diagrama do controle do CSC. Controle em cascata de potência ativa (a) e controle da potência reativa (b)

Fonte: Autor.

A função de transferência de malha aberta é definida na equação (36).

$$H_{OL,r}(s) = F_r(s)F_g(s) = \frac{\frac{1}{R_r}}{(1 + T_a s)(1 + \tau_r s)} \quad (36)$$

Quéval e Ohsaki (2012) sintonizam os controladores de acordo com o Método Ótimo Simétrico, detalhado na última seção deste capítulo. Os autores explicam que $\tau_r \gg \tau_a$ e, assim, aproximam a parcela $\frac{1}{1 + \tau_r s}$ para $\frac{1}{\tau_r s}$, o que implica que $H_{OL,r}(s)$ pode ser simplificada para (37).

$$H_{OL,interna}^{approx}(s) = \frac{\frac{1}{R_r \tau_r}}{(1 + \tau_a s)s}. \quad (37)$$

Já a função de transferência de malha aberta externa do eixo d é escrita de acordo com a equação (38).

$$H_{OL,externa}(s) = F_v(s)F_{eq,g}(s) = \frac{-\frac{3}{4C}}{(1 + \tau_{eq,g}s)s} \quad (38)$$

A função $F_{eq,g}$ é uma aproximação de primeira ordem da função de transferência de malha fechada interna, como descreve a equação (39). Isso é feito definindo o tempo de acomodação igual para as duas funções considerando um erro em regime de 10% da resposta da malha fechada interna (40) (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

$$F_{eq,g}(s) = \frac{i_{dg}}{i_{dg}^*} = \frac{i_{qg}}{i_{qg}^*} = \frac{1}{1 + T_{eq,g}s} \quad (39)$$

$$T_{eq,g} = t_{s,10}/2, 3 \quad (40)$$

3.2 Conversor do lado da máquina

O RSC alimenta os enrolamentos do rotor com tensões trifásicas de amplitude e frequência variáveis. Este controla o torque, potência ativa e reativa do gerador ajustando a amplitude, fase e frequência da tensão introduzida no rotor (ABAD et al., 2011).

A partir do desenvolvimento do modelo dinâmico do DFIG, baseado na teoria de vetor espacial, é possível conhecer o comportamento contínuo da máquina para realizar o seu controle através do RSC.

3.2.1 Modelo dinâmico da máquina

O modelo dinâmico do DFIG pode ser representado por um circuito equivalente que idealiza três enrolamentos no estator e três enrolamentos no rotor, de acordo com a Figura 11.

Figura 11 – Circuito elétrico equivalente do DFIG.

Fonte: (ABAD et al., 2011).

A partir desse modelo ideal, as tensões, corrente e fluxos instantâneos do estator e rotor da máquina podem ser descritos pelas equações (41) e (42).

$$\overrightarrow{v_{abc,s}}(t) = R_s \overrightarrow{i_{abc,s}} + \frac{d}{dt} \overrightarrow{\Psi_{abc,s}} \quad (41)$$

$$\overrightarrow{v_{abc,r}}(t) = R_r \overrightarrow{i_{abc,r}} + \frac{d}{dt} \overrightarrow{\Psi_{abc,r}} \quad (42)$$

Onde,

$\overrightarrow{i_{abc,s}}$ = correntes nos três enrolamentos do estator;

$\overrightarrow{i_{abc,r}}$ = correntes nos três enrolamentos do rotor;

$\overrightarrow{v_{abc,s}}$ = tensões aplicadas ao estator;

$\overrightarrow{v_{abc,r}}$ = tensões do rotor referidas ao estator

R_s e R_r = resistência do estator e rotor, respectivamente;

$\overrightarrow{\Psi_{abc,s}}$ = fluxos do estator;

$\overrightarrow{\Psi_{abc,r}}$ = fluxos do rotor;

Sobre condições de operação em regime permanente, as magnitudes elétricas do estator e do rotor têm frequência angular senoidal constante ω_s e ω_r , respectivamente. A primeira sendo imposta pela rede elétrica (ABAD et al., 2011). Para facilitar o modelamento da máquina, Abad et al. (2011) assume que todos os parâmetros e magnitudes do rotor estão referidos ao estator. É importante destacar a relação entre a frequência angular do estator ω_s e rotor ω_r como sendo,

$$\omega_r + \omega_m = \omega_s \quad (43)$$

onde, ω_s é a frequência elétrica angular da máquina que se relaciona com a frequência mecânica angular por meio dos pares de pólos p :

$$\omega_m = p\Omega_m \quad (44)$$

Agora, depois de definidos os parâmetros básicos da máquina, pode-se representar o modelo do DFIG em equações diferenciais usando a notação de vetor espacial no quadro de referência síncrono (modelo dq). As equações do estator e rotor, na forma de vetor espacial, estão representadas nas equações (45) e (46), respectivamente:

$$\vec{v}_s = R_s \vec{i}_s + \frac{d\vec{\Psi}_s}{dt} + j\omega_s \vec{\Psi}_s \quad (45)$$

$$\vec{v}_r = R_r \vec{i}_r + \frac{d\vec{\Psi}_r}{dt} + (j\omega_s - \omega_m) \vec{\Psi}_r \quad (46)$$

A correlação entre os fluxos e as correntes, em notação de vetor espacial, é dada por:

$$\vec{\Psi}_s = L_s \vec{i}_s + L_m \vec{i}_r \quad (47)$$

$$\vec{\Psi}_r = L_m \vec{i}_s + L_r \vec{i}_r \quad (48)$$

Onde, L_s , L_r e L_m são as indutâncias do estator, rotor e de magnetização, respectivamente, e estão relacionadas com a indutância de dispersão do estator $L_{\sigma s}$ e do rotor $L_{\sigma r}$ de acordo com as seguintes expressões:

$$L_s = L_{\sigma s} + L_m \quad (49)$$

$$L_r = L_{\sigma r} + L_m \quad (50)$$

Para uma alimentação de tensões senoidais, em regime permanente, as componentes dq de tensão, corrente e fluxo terão valores constantes. Dessa forma, o modelo do circuito equivalente do DFIG é representado pela Figura 12.

Finalmente, as expressões de potência e torque no quadro de referência dq são definidas da seguinte forma:

$$P_s = \frac{3}{2} \text{Re}\{\vec{v}_s \vec{i}_s^*\} = \frac{3}{2} (v_{ds} i_{ds} + v_{qs} i_{qs}) \quad (51)$$

$$P_r = \frac{3}{2} \text{Re}\{\vec{v}_r \vec{i}_r^*\} = \frac{3}{2} (v_{dr} i_{dr} + v_{qr} i_{qr}) \quad (52)$$

$$Q_s = \frac{3}{2} \text{Re}\{\vec{v}_s \vec{i}_s^*\} = \frac{3}{2} (v_{qs} i_{ds} - v_{ds} i_{qs}) \quad (53)$$

Figura 12 – Modelo dq do DFIG em coordenadas síncronas.

Fonte: (ABAD et al., 2011).

$$Q_r = \frac{3}{2} \text{Re}\{\vec{v}_r \vec{i}_r^*\} = \frac{3}{2} (v_{qr} i_{dr} - v_{dr} i_{qr}) \quad (54)$$

$$T_{em} = \frac{3}{2} p \frac{L_m}{L_s} \text{Im}\{\vec{\Psi} \vec{i}_r^*\} = \frac{3}{2} p \frac{L_m}{L_s} (\Psi_{qs} i_{dr} - \Psi_{ds} i_{qr}) \quad (55)$$

3.2.2 Controle vetorial do RSC

O controle vetorial do RSC é feito regulando as componentes de correntes do rotor no referencial de rotação de eixo d e q . Isso é feito alinhando o vetor do fluxo do estator com o eixo d e, assim, as potências, ativa e reativa, do estator podem ser controladas de forma independente por meio das correntes de eixo q e d do rotor, respectivamente (ABAD et al., 2011). Essa manipulação matemática para controlar as potências do estator através da corrente do rotor é necessária, pois o conversor está conectado ao rotor.

Primeiramente será obtida a relação entre a corrente do rotor e as potências do estator, definindo as malhas de controle internas.

3.2.2.1 Equações de controle do DFIG em função das correntes do rotor

Alinhando o fluxo do estator com a corrente de eixo direto do rotor, encontramos a seguinte relação para os mesmos:

$$i_{ds} L_s + i_{dr} L_m = \Psi_s \quad (56)$$

$$i_{qs}L_s + i_{qr}L_m = 0 \quad (57)$$

Assim, as correntes de eixo d e q do estator se relacionam com as mesmas componentes do rotor da seguinte forma:

$$i_{ds} = \frac{\Psi_s}{L_s} - \frac{L_m}{L_s} i_{dr} \quad (58)$$

$$i_{qs} = -\frac{L_m}{L_s} i_{qr} \quad (59)$$

No regime permanente, a tensão da rede V_g é proporcional ao fluxo do estator e adiantada em 90° . Assim, tensão da rede está alinhada com o eixo em quadratura e, negligenciando a resistência no estator, temos:

$$v_{ds} = 0 \quad (60)$$

$$v_{qs} = V_g \approx \omega_e \Psi_s \quad (61)$$

As potências, ativa e reativa, do estator em função das suas tensões e correntes de eixo d e q são dadas da seguinte forma:

$$P_s = \frac{3}{2} v_{qs} i_{qs} \quad (62)$$

$$Q_s = \frac{3}{2} v_{qs} i_{ds} \quad (63)$$

As relações das equações (58) e (59) substituem as correntes do estator pelas correntes do rotor e, finalmente, encontra-se as potências ativa e reativa do estator em função das correntes do rotor da seguinte forma:

$$P_s = -\frac{3}{2} V_g \frac{L_m}{L_s} i_{qr} \quad (64)$$

$$Q_s = \frac{3}{2} \frac{V_g^2}{\omega_s L_s} - \frac{3}{2} V_g \frac{L_m}{L_s} i_{dr} \quad (65)$$

A partir das equações (64) e (65), é possível calcular as correntes de referência necessárias às malhas de controle de corrente.

Como já foi mostrado anteriormente, o RSC controla o escorregamento da máquina através do controle de velocidade do rotor, ou seja, o torque eletromagnético da máquina. Dessa forma, a potência do estator será definida pelo controle do torque eletromagnético pela seguinte relação:

$$P_s = \omega_s T_{em} \quad (66)$$

Substituindo a equação (64) na equação (66), temos o torque eletromagnético da máquina em função da corrente do rotor:

$$T_{em} = -\frac{3}{2}p \frac{L_m}{L_s} \frac{V_g}{\omega_s L_s} i_{qr} \quad (67)$$

3.2.2.2 Malha de controle

A forma para o RSC seguir as referências calculadas se dá através de um laço de controle. A partir da sua aplicação, o RSC seguirá efetivamente as referências. Para isso, é necessário representar as correntes medidas num quadro de referência e a solução mais prática, segundo Abad et al. (2011), é utilizar o mesmo *frame* adotado para os cálculos das referências.

Como as grandezas de controle estão em função das correntes do rotor e, por consequência, a atuação do controle no sistema será por tensões do rotor, precisa-se medir as correntes da planta e encontrar o ângulo θ_r para transformá-las em componentes dq . Como a referência síncrona está alinhada com o fluxo do estator, o θ_r é definido como:

$$\theta_r = \theta_s - \theta_m \quad (68)$$

onde θ_m é o ângulo do eixo da máquina. Segundo Abad et al. (2011), a solução mais comum utilizado pela indústria para rastrear o ângulo do eixo da máquina é através de um *encoder* acoplado ao rotor.

3.2.2.3 Modelagem do sistema

Planta da malha de corrente : O sistema modelado na seção 3.2.1 define o comportamento dinâmico do DFIG a partir da representação do modelo dq . O alinhamento do fluxo do estator com a coordenada d do quadro de referência faz com que sua componente de eixo q seja nula e a tensão do estator fique alinhada com o eixo q , de modo que seu componente d se torna zero. Além disso, desprezando as resistências do estator, o modelo simplifica significativamente (ABAD et al., 2011). Assim, a figura 12 é reescrita de acordo com a Figura 13.

As equações resultantes das tensões, em componentes dq , no terminal do rotor são:

$$v_{dr} = R_r i_{dr} - \omega_r \Psi_{qr} + \frac{d\Psi_{dr}}{dt} \quad (69)$$

$$v_{qr} = R_r i_{qr} + \omega_r \Psi_{dr} + \frac{d\Psi_{qr}}{dt} \quad (70)$$

A relação entre o fluxo e corrente do rotor é:

$$\Psi_{dr} = \left(L_r - \frac{L_m^2}{L_s} \right) i_{dr} + \frac{L_m}{L_s} \Psi_{ds} \quad (71)$$

Figura 13 – Circuito equivalente do DFIG considerando o fluxo do estator alinhado com a coordenada d .

Fonte: (ABAD et al., 2011).

$$\Psi_{qr} = \left(L_r - \frac{L_m^2}{L_s} \right) i_{qr} \quad (72)$$

De acordo com Abad et al. (2011), o primeiro termo das equações acima produz o fluxo diretamente relacionado com a corrente do rotor, sendo definido como indutância dispersiva e representada matematicamente por:

$$\left(L_r - \frac{L_m^2}{L_s} \right) = L_{\sigma r} + L_m / L_{\sigma s} = \sigma L_r \quad (73)$$

Finalmente, a relação entre as tensões e correntes do rotor é:

$$v_{dr} = R_r i_{dr} - \omega_r \sigma L_r i_{qr} + \sigma L_r \frac{di_{dr}}{dt} + \frac{L_m}{L_s} \frac{d\Psi_{ds}}{dt} \quad (74)$$

$$v_{qr} = R_r i_{qr} - \omega_r \sigma L_r i_{dr} + \sigma L_r \frac{di_{qr}}{dt} + \omega_r \frac{L_m}{L_s} \Psi_{ds} \quad (75)$$

Abad et al. (2011) consideram nulo o último termo da equação (74) durante regime permanente, quando a tensão da rede é constante em amplitude. O último termo da equação (75) é tratado como uma perturbação ao sistema. Nas equações aparecem termos cruzados - $\omega_r \sigma L_r i_{qr}$ e $\omega_r \sigma L_r i_{dr}$, como ocorreu com as equações do sistema do lado da rede.

Assim, a solução será a mesma fazendo o acoplamento desses termos para simplificar o projeto de controle e encontrar uma função de transferência independente desses.

$$\Delta v_{dr} = v_{dr} + \omega_r \sigma L_r i_{qr} \quad (76)$$

$$\Delta v_{qr} = v_{qr} - \omega_r \sigma L_r i_{dr} \quad (77)$$

Isso resulta na seguinte função de transferência:

$$F_m(s) = \frac{\Delta v}{i_r} = \frac{1}{\sigma L_r s + R_r} = \frac{\frac{1}{R_r}}{\sigma \frac{L_r}{R_r} s + 1} \quad (78)$$

Equações das correntes de referência : Como já foi visto, a equação (64) mostra que a potência ativa do estator depende da corrente de eixo em quadratura i_{qr} e, sendo assim, precisa-se calcular uma corrente de referência i_{qr}^* para a malha interna de controle segui-la, fazendo o conversor produzir uma potência ativa desejada no estator.

No entanto, o RSC regula a potência ativa no estator através do controle da velocidade do eixo da máquina. Dessa forma, precisa-se projetar um malha de controle externa a partir de função de transferência que faz a velocidade do eixo ω_m responder à corrente i_{qr} . Como visto anteriormente, na equação (66), a potência ativa do estator se relaciona com o torque eletromagnético, que está em função da corrente i_{qr} . De acordo com Abad et al. (2011), o torque relaciona-se com a velocidade mecânica da máquina da seguinte forma:

$$J \frac{d\omega_m}{dt} = T_e - T_m \quad (79)$$

Onde T_m e T_e são o torque mecânico e eletromagnético. Para projetar o controle, Quéval e Ohsaki (2012) considera o torque mecânico uma perturbação. Assim, encontra-se uma relação direta entre velocidade mecânica e a corrente i_{qr} , resultando na seguinte função de transferência de primeira ordem:

$$F_w(s) = \frac{\omega_m}{i_{qr}} = -\frac{3pL_m V_g}{2L_s \omega_s J} \frac{1}{s} \quad (80)$$

Projeto do controlador : O controle do RSC é estruturado de maneira idêntica ao controle do GSC. O controle de potência ativa do estator é feito a partir de uma malha interna de corrente de eixo q , da qual sua referência de corrente i_{qr}^* é produzida por uma malha externa, mais lenta, que controla a velocidade do eixo. A Figura 14 (a) ilustra esse esquema.

O controle de potência reativa do estator foi projetado apenas a malha de controle de corrente, ilustrada na Figura 14 (b).

Figura 14 – Diagrama de controle em cascata do RSC.

Fonte: Autor.

O desacoplamento do termo cruzado é satisfeito e o controlador será projetado para controlar a seguinte função de transferência de malha aberta:

$$H_{OL,r}(s) = F_r(s)F_m(s) = \frac{1}{(1 + T_a s)} \frac{\frac{1}{R_r}}{(1 + \tau_m s)} \quad (81)$$

onde $\tau_m = \sigma \frac{L_r}{R_r}$

A aproximação feita em (37) é aplicada em (81), pois $\tau_m \gg \tau_a$. Então $H_{OL,r}(s)$ pode ser aproximada para (82).

$$H_{OL,interna}^{approx}(s) = \frac{\frac{1}{R_r \tau_m}}{(1 + \tau_a s)s} \quad (82)$$

O controlador da malha externa será projetado para controlar a função de transferência de malha fechada da equação (81), encontrando o mesmo problema de complexidade apresentado pelo controlador da malha externa do sistema de controle do GSC. No caso do controlador de velocidade, a função de transferência de malha fechada interna controlada por ele será de terceira ordem. Dessa forma, faz-se necessário utilizar a proposição de Quéval e Ohsaki (2012) para aproximar a função de malha fechada da equação (81) para uma função de primeira ordem utilizando o tempo de acomodação do sistema da malha interna como parâmetro de aproximação.

Assim, utilizando a mesma estratégia da seção 3.1.2.3 com (39) e (40), a função de transferência de malha aberta externa do eixo q é definida em (83).

$$H_{OL,externa}(s) = G_{(c,\omega)}(s)H_{eq,q}(s) = \frac{-\frac{3pL_m v_s}{2L_s \omega_s J}}{(1 + T_{eq,m} s)s} \quad (83)$$

3.3 Sintonização dos controladores

O tipo de controlador usado nesta pesquisa foi o Proporcional Integral (PI), devido sua simplicidade de implementação e por ser largamente utilizado na indústria. Ele também garante que não haja erro de estado estacionário devido uma entrada em degrau. Os parâmetros do controlador PI são ajustados utilizando do Método Ótimo Simétrico por ser relativamente fácil, além de maximizar a margem de fase, possuir boa rejeição de perturbações e permitir especificar a frequência de cruzamento de malha aberta (QUÉVAL; OHSAKI, 2012).

Para utilizar esse método, as equações (37), (38), (82) e (83) foram aproximadas para o formato da equação (84).

$$H_{OL,\omega}(s) = \frac{K}{(1 + T_\alpha s)s} \quad (84)$$

Antes da aproximação, as funções de transferência do sistema estavam definidas no formato de (85).

$$H_{OL}(s) = \frac{K}{(1 + T_\alpha s)(1 + T_\beta s)} \quad (85)$$

Onde $T_\beta \gg T_\alpha$. A sintonia do controlador pode ser feita usando o Método Ótimo Simétrico em torno da frequência de cruzamento, aproximando

$$\frac{1}{1 + T_\beta s} \approx \frac{1}{T_\beta s} \quad (86)$$

Já a função de transferência do PI é definida de acordo com a equação (87):

$$G_c(s) = K_p \frac{1 + T_i s}{T_i s} \quad (87)$$

E seus parâmetros são encontrados da seguinte forma:

$$\{a, T_i, K_p\} = \left\{ \frac{1}{\omega_c T_\alpha}, a^2 T_\alpha, \frac{1}{a T_\alpha K} \right\} \quad (88)$$

Onde a é um parâmetro de projeto e ω_c é a frequência cruzada de malha aberta.

Validação do modelo DFIG e análise de faltas nos terminais da máquina

Para demonstrar o correto funcionamento da topologia DFIG, foi simulado, no *software* Matlab/Simulink, o conjunto máquina-conversores da topologia DFIG conectado ao Ponto de Acoplamento Comum (PCC), representado por um equivalente de Thévenin da rede elétrica, através de um transformador elevador (690V/34,5kV). A Figura 15 ilustra topologia DFIG simulada. Os parâmetros do GIRB estão descritos na tabela 1. A relação entre as espiras do estator e rotor do GIRB simulado é de 1:1.

Figura 15 – Topologia DFIG simulada.

Fonte: Autor.

A primeira parte deste capítulo mostra a simulação da variação de velocidade no eixo, como também, nas referências de controle de corrente relativas à potência reativa para validar o controle dos conversores modelado no capítulo anterior, e aplicada uma falta na rede elétrica para validar a proteção *crowbar* e a proteção de sobrecorrente dos conversores.

A segunda parte descreve os parâmetros e detalhes da simulação de faltas trifásica, bifásica e fase-terra nos terminais do rotor e estator da unidade geradora. Para cada caso

de falta (seis no total), foram inseridos gráficos de nove grandezas elétricas coletadas em diversos pontos do sistema DFIG com sua análise detalhadamente descrita. Além disso, foram simulados diferentes graus de severidade em cada caso de falta, aumentando a resistência de falta em 10 e 100 vezes, para um estudo de sensibilidade que, também, é descrito em detalhes neste capítulo.

Tabela 1 – Parâmetros da máquina.

Parâmetro	Símbolo	Valor
Potência aparente nominal	S_N	$2,0 MVA$
Potência ativa nominal	P_N	$1,7 MW$
Constante de inércia	J	$77,12 kg.m^2$
Número de pares de polos	PP	1
Tensão de linha nominal do estator	V_{sN}	$690V AC$
Resistência do estator	R_s	$31,7 m\Omega$
Indutância do estator	L_s	$8,7 mH$
Resistência do rotor	R_r	$31,7 m\Omega$
Indutância do rotor	L_r	$8,7 mH$
Indutância mútua	L_m	$8,4 mH$

Fonte: Autor.

4.1 Controle dos conversores

Nessa seção é validado o controle dos conversores para o caso de variação de velocidade do eixo, verificando o comportamento das malhas externas de controle (controle de velocidade do eixo e controle de tensão no *link CC* com suas respectivas malhas internas de corrente). A resposta das malhas internas de corrente referente ao controle de potência reativa também é testada aplicando degrau nas referências i_{dr}^* e i_{qg}^* .

Tabela 2 – Estados do sistema.

Tempo (s)	Evento	Velocidade do rotor	P_s	P_r
0,0	regime	$\omega_m < \omega_s$ (subsíncrona)	<0	>0
0,1	degrau ω_m	$\omega_m < \omega_s$ (subsíncrona)	<0	>0
0,7	degrau i_{dr}	$\omega_m > \omega_s$ (supersíncrona)	<0	<0
0,8	degrau i_{qg}	$\omega_m > \omega_s$ (supersíncrona)	<0	<0

Fonte: Autor.

A tabela 2 resume o estado do sistema para cada caso de variação de velocidade do eixo e as respectivas respostas do controle são visualizados pelos gráficos da Figura 16. A tabela 3 expõe os ganhos proporcionais (K_p), constantes de tempo integrativa (T_i) e as

variáveis de ajuste (a) utilizadas nesta validação, como também, em todas as simulações deste trabalho para controle das malhas externas e internas dos conversores GSC e RSC.

Figura 16 – Testes de controle no modelo DFIG.

Fonte: Autor.

Os seis primeiros gráficos da Figura 16 são formados pelas curvas das grandezas medidas acompanhadas pelas suas respectivas curvas de referências de controle. Essas grandezas são a velocidade no eixo (W_m), componente de eixo q da corrente do rotor (I_{qr}), componente de eixo d da corrente do rotor (I_{dr}), tensão do *link* CC (V_{CC}), componente de eixo d da corrente da rede (I_{dg}) e componente de eixo q da corrente da rede (I_{qg}). Os dois últimos gráficos são a potência ativa do estator (P_s) e potência reativa do estator (Q_s).

Dado o degrau na referência de velocidade do eixo (W_m^*) em $t=0,1s$, observa-se que o

controle do RSC tenta inverter o sentido de I_{qr} , invertendo o fluxo de potência do estator (P_s), para ganhar velocidade, mas o modelo está programado para não motorizar e por isso I_{qr} e P_s ficam nulos até a velocidade atingir o novo valor de referência. Outra observação em 0,1s é um aumento de V_{cc} que faz o controle do GSC mudar ligeiramente o sentido de I_{dg} para estabilizar V_{cc} . O aumento súbito da tensão deve-se a um desbalanço de energia devido à mudança rápida do fluxo de potência no rotor gerada pelo RSC na tentativa de inverter o sentido da corrente I_{qr} .

Passado o transitório da velocidade, observa-se em 0,5s que a corrente i_{dg} mudou o sentido e permaneceu até o final da simulação. Isso significa que o rotor passou a fornecer energia para o *link* CC e o controle do GSC trabalhou para entregar essa energia à rede elétrica e manter V_{cc} no seu valor nominal. Em 0,7s e 0,8s foi dado um degrau nas referências de corrente i_{dr}^* e i_{qg}^* , respectivamente, e pode-se verificar a resposta imediata do controle, fazendo as correntes da planta seguirem a referência. Verifica-se, também, uma variação na potência reativa Q_s no momento do degrau em i_{dr} , pois aquela está em função desta.

Tabela 3 – Parâmetros do controle do conversor.

Conversor	PI da malha interna (corrente)	PI da malha externa
GSC	$a = 3,183$	$a = 3,000$
	$T_i = 0,006$	$T_i = 0,038$
	$K_p = 0,179$	$K_p = -2,737$
RSC	$a = 9,000$	$a = 2,000$
	$T_i = 0,045$	$T_i = 0,046$
	$K_p = 0,116$	$K_p = 627,066$

Fonte: Autor.

4.1.1 Proteção dos conversores

Devido à pequena capacidade de sobrecorrente dos IGBTs, é necessário assegurar que a corrente não exceda seu valor máximo durante um curto-circuito. Os fabricantes geralmente definem a capacidade máxima para ser 2 a 3 vezes a corrente nominal do coletor durante alguns milissegundos (NUUTINEN; PELTONIEMI; SILVENTOINEN, 2013).

A proteção crowbar é particular para turbinas eólicas baseadas em DFIG e usada para proteger o RSC. A proteção de sobrecorrente deste conversor desabilitará os sinais de disparo dos IGBTs ocasionando uma sobretensão do rotor. Isso leva à condução dos diodos de "roda livre" e sobrecarrega o *link* CC (MANSOURI; NAYERIPOUR; NEGNEVITSKY, 2016). Nesse contexto, a proteção *crowbar* serve para diminuir a sobretensão no rotor, diminuir a corrente de falta do rotor e limitar a tensão no *link* CC. Isso é feito curto-circuitando os terminais do rotor através de resistências conectadas por *Gate Turn-Off Thyristors* (GTOs) antiparalelos.

Há dois requisitos principais para estabelecer o limite inferior e superior da resistência R_{cb} da proteção (MORREN; HAAN, 2007):

1. Por um lado deve ser alta para limitar a corrente de falta;
2. Por outro lado deve ser baixa para evitar uma tensão muita alta nos terminais do rotor.

De acordo com Morren e Haan (2007), é mais importante estabelecer o valor pelo limite superior de forma a não ultrapassar a tensão máxima do rotor $V_{r,max}$. Dessa forma, os autores determinam o valor de R_{cb} como

$$R_{cb} < \frac{\sqrt{2}V_{r,max}X'_s}{\sqrt{3, 2V_s^2 - 2V_{r,max}^2}} \quad (89)$$

onde $V_{r,max}$ a tensão máxima do rotor, V_s a tensão nominal do estator e X'_s a reatância transitória do estator dada em (90) (MORREN; HAAN, 2007).

$$X'_s = \omega_s(L_s - \frac{L_m^2}{L_s}) \quad (90)$$

A tensão e corrente do RSC são referências de regulação crítica para esquemas de controle ativo (YANG; FLETCHER; O'REILLY, 2010). Dessa forma, adotou-se nesse trabalho um controle que ativa a proteção *crowbar* pela corrente do rotor ($I_{r,abc}$) e tensão no *link* CC (V_{cc}), de acordo com o esquema da Figura 17.

Os limites de $I_{r,abc}$, $I_{g,abc}$ e V_{cc} são 2,3pu, 2,0pu e 1,2pu, respectivamente.

Figura 17 – Estratégia de proteção dos conversores.

Fonte: Autor.

As proteções são validadas a partir da simulação de falta na rede elétrica. Um curto-circuito trifásico permanente com resistência de falta de $0,01\Omega$ é aplicado entre o PCC e o transformador do sistema. Na pré-falta, o DFIG encontra-se em regime na velocidade subsíncrona com 0,95pu e no modo gerador com torque no eixo de 1,0pu.

A figura 18 ilustra o comportamento da corrente fasorial do rotor ($I_{abc,r}$), da tensão no *link* CC (V_{cc}) e os status das proteções *crowbar*, sobrecorrente do GSC e sobrecorrente do RSC no momento da falta aplicada em 0,1s. O afundamento brusco da tensão da rede e, conseqüentemente, da tensão do estator faz diminuir o campo magnético da máquina, que elevada corrente no rotor por estar acoplado magneticamente com o estator. Esta

Figura 18 – Comportamento da tensão do *link* CC e corrente trifásica do rotor durante a falta permanente.

Fonte: Autor.

sobrecorrente do rotor alimenta o *link* CC que eleva a tensão no capacitor V_{cc} até atingir 1,2pu. O *crowbar* é ativado por sobretensão e desativa os disparos do RSC.

4.2 Análise transitória de faltas

Nessa seção será analisado o comportamento do modelo DFIG, projetado nas seções anteriores, para seis casos de falta nos terminais do GIRB. Em cada terminal foram aplicadas faltas permanentes do tipo trifásica, bifásica e fase-terra.

Durante toda a simulação e para todos os casos, a máquina recebe externamente um torque mecânico fixo negativo (máquina operando como gerador) e é aplicado um valor fixo na referência do controle de velocidade do eixo. Os dados de cada caso de falta são discriminados na tabela 4. A figura 19 ilustra os locais das faltas, como também, os locais dos medidores de coleta das grandezas do sistema, representados pela cor amarela. A velocidade do eixo, torque mecânico e eletromagnético da máquina já estão disponíveis no bloco que representa o GIRB no *software* Simulink.

A seguir, a análise das faltas é descrita detalhadamente. Cada caso de falta foi analisado a partir de nove grandezas aquisitadas pelos medidores de coleta da Figura 19. Assim, a descrição da análise é seguida por uma figura contendo as nove grandezas organizadas na seguinte ordem: correntes ABC no rotor ($I_{r,abc}$), correntes ABC do estator

Figura 19 – Localização das faltas aplicadas no sistema.

Fonte: Autor.

Tabela 4 – Dados da simulação.

Terminal	Falta	R de falta (Ω)	Wm (pu)	Tm (pu)
Rotor	Trifásica	0,1	1,1	0,9
	bifásica	0,001	0,85	0,7
	fase-terra	0,0001	1,15	0,85
Estator	Trifásica	0,00001	1,15	0,8
	bifásica	0,001	1,2	0,9
	fase-terra	0,00001	0,75	0,6

Fonte: Autor.

($I_{s,abc}$), tensões ABC do estator ($V_{s,abc}$), Potência ativa do estator (P_s), correntes ABC do RSC (I_{abc}), tensão do *link* CC (V_{cc}), velocidade mecânica do eixo (ω_m), torque eletromagnético e mecânico (T_{ele} e T_m) e, por último, ativação das proteções (*crowbar*, sobrecorrente do GSC e sobrecorrente do RSC).

4.2.1 Faltas no rotor

Na falta trifásica (Figura 20), o RSC produz um pico de corrente de, aproximadamente, 4pu para alimentar a falta e logo a proteção de sobrecorrente e *crowbar* são ativados, desativando os disparos do conversor. Assim, há um desbalanço de energia no *link* CC, havendo uma pequena sobretensão no mesmo. O rotor, após a falta, ficou curto-circuitado através do paralelo entre a resistência da falta permanente e a resistência do *crowbar*. O equivalente entre elas é 0,058 ohms (aproximadamente 2 vezes a resistência do rotor) e, somada com a resistência do rotor, muda o escorregamento da máquina para um novo

valor. Analisando o gráfico do torque eletromagnético, observa-se que, depois da falta, seu valor foi reduzido e ao longo da simulação apresenta uma tendência de estabilizar-se em -6,0 kN.m. Esse valor é menor do que o torque mecânico externo de -9,5kN.m, o que significa que o eixo da máquina ganhará velocidade indefinidamente. As correntes do rotor $I_{r,abc}$ são reduzidas no momento em que o *crowbar* é ativado e reflete as características de amplitude da corrente do estator, já que a máquina está com o rotor curto-circuitado.

Observam-se, também, incrementos na frequência devido ao aumento da velocidade do eixo. Como o torque eletromagnético foi reduzido no momento da falta, a potência ativa do estator P_s entregue à rede também foi reduzida.

Na falta bifásica (Figura 21), a corrente do RSC chega na ordem de 125pu (300kA), ativando a proteção *crowbar* e de sobrecorrente do RSC. A interrupção dos disparos do RSC causam um desbalanço de energia no *link* CC, havendo uma sobretensão no mesmo. As resistências do *crowbar* ativadas pela proteção do RSC combinadas com as resistência de falta causam, também, uma mudança no escorregamento da máquina e eleva a velocidade do eixo. A falta bifásica é desequilibrada e causa um desbalanço no campo eletromagnético que produz um torque eletromagnético oscilatório. As correntes do rotor assumem essa frequência e modulam as correntes do estator. O sinal de potência ativa do estator também assume a oscilação do torque eletromagnético.

No caso da falta fase-terra (Figura 22), o caminho encontrado pela corrente de falta é o terra do transformador. Nenhuma proteção é ativada e os conversores continuam funcionando normalmente com a falta permanente. O controle do RSC trabalha de forma a controlar as correntes do rotor e, também, alimentar a corrente de falta. Isso é verificado comparando-se o gráfico da corrente do rotor e o gráfico da corrente do RSC. Percebe-se que o sinal da fase A deste último apresenta um ruído que a mesma fase da corrente do primeiro não possui. Esse ruído é originado pela corrente de falta que o RSC alimenta. O estator apresenta uma corrente simétrica e equilibrada, devido o correto controle da corrente do rotor realizada pelo RSC. Porém o sinal de tensão do estator ganha característica anormais, com a presença de um sinal CC que varia numa frequência baixa. No gráfico do *link* CC percebe-se uma pequena diminuição da tensão logo após a falta em decorrência do distúrbio que esta causa na operação do RSC. O sinal da potência ativa, velocidade do eixo e torque eletromagnético não apresentam nenhuma variação ao longo da falta.

4.2.1.1 Análise de sensibilidade

Nesta seção é descrito o comportamento transitório do sistema aumentando em 10 e 100 vezes a resistência do caso de falta no rotor, analisado anteriormente.

Falta trifásica com resistência de $1,0\Omega$: a falta não ativa as proteções *crowbar* nem a proteção de sobrecorrente. Dessa forma, o RSC não é desativado e passa a trabalhar

Figura 20 – Transitório eletromagnético durante falta trifásica no rotor.

Fonte: Autor.

de forma a continuar controlando a corrente do rotor e velocidade da máquina ao mesmo tempo que alimenta a falta. Tanto que, a partir da falta, a corrente do RSC difere da corrente do rotor, possuindo um sinal diferencial em casa fase. Assim, a máquina permanece com seus sinais de corrente do rotor, corrente, tensão e potência do estator

Figura 21 – Transitório eletromagnético durante falta bifásica no rotor.

Fonte: Autor.

sem alteração. Logo após a falta observou-se uma pequena diminuição na tensão do *link* CC que entregou sua energia à falta, mas logo o GSC restabeleceu sua tensão nominal em 100ms. O torque eletromagnético após a falta tornou-se, levemente, menor, em módulo, do que o torque mecânico aplicado no eixo, fazendo a máquina ganhar velocidade, porém

Figura 22 – Transitório eletromagnético durante falta fase-terra no rotor.

Fonte: Autor.

esta é rapidamente reestabelecida para a velocidade de controle.

Falta trifásica com resistência de $10,0\Omega$: Neste caso, o efeito que a falta causa no sistema é idêntico ao efeito do caso da falta com $1,0\Omega$. A ressalva é uma corrente de falta

menor que, conseqüentemente, absorve uma corrente diferencial do RSC menor e, além dos sinais de corrente do rotor, corrente, tensão e potência do estator, a tensão no *link* CC, torque eletromagnético e velocidade do eixo não sofreram alterações significativas.

Faltas bifásicas com resistências de $0,01\Omega$ e $0,1\Omega$: Observou-se apenas mudança de magnitude nos sinais, principalmente, de corrente do rotor, RSC e estator na entrada da falta. O pico da corrente do RSC alcançou 25pu e 3,4pu para a resistência de $0,01\Omega$ e $0,1\Omega$, respectivamente. Por isso, nos dois casos, a proteção de sobrecorrente e proteção *crowbar* foram ativadas pois a corrente do conversor superou 2pu.

Faltas fase-terra com resistências de $0,001\Omega$ e $0,01\Omega$: não houve mudanças significativas nos sinais.

4.2.2 Faltas no estator

O comportamento do sistema a partir da falta trifásica franca no estator (Figura 23) é similar à falta na rede com 1 pu de afundamento da tensão. O campo magnético da máquina diminui e causa uma corrente elevada no rotor devido o acoplamento magnético com o estator. Essa corrente cria uma sobretensão no *link* CC fazendo o *crowbar* ativar que, por sua vez, desativa os disparos do RSC. A corrente do rotor é reduzida e a tensão do *link* CC permanece constante até o final da simulação, pois não há como escoar energia do *link* CC devido à tensão do estator (e da rede elétrica) ter ficado nula e, conseqüentemente, sua potência ativa também. Assim, o torque eletromagnético é anulado e o eixo da máquina começa a ganhar velocidade devido à presença do torque mecânico externo.

A falta entre duas fases do estator (Figura 24) causa um pequeno aumento da amplitude da corrente do rotor e um desbalanço no campo eletromagnético da máquina. Esse desbalanço provoca oscilações no torque eletromagnético da mesma, gerando um descontrole na velocidade do eixo, que ganha velocidade ininterruptamente, e o surgimento de componentes de frequências altas na corrente do rotor. A componente fundamental dessa corrente, entretanto, continua simétrica e equilibrada. Isso deve-se ao controle do RSC agir sobre a corrente do rotor, pois o mesmo continua funcionando. Ou seja, a proteção de sobrecorrente e a proteção *crowbar* não foram ativadas. Por isso o gráfico da corrente do RSC é igual ao gráfico de corrente do rotor. A corrente maior fornecida pelo rotor produz um desbalanço na energia *link* CC, causando uma sobretensão no mesmo logo no momento após a falta, mas não a ponto de ativar o *crowbar*. Observando o gráfico da tensão no *link* CC em 0,6s, nota-se um aumento contínuo da tensão. Isso deve-se ao aumento contínuo, porém pequeno, da energia entregue pelo rotor. Fato é que as correntes do RSC e do rotor apresentam um pico de corrente ligeiramente maior no final da simulação do que no início da falta em 0,1s. Um pouco antes de 0,6s o GSC trabalha para entregar essa energia do rotor à rede, mas a partir de 0,6s a corrente do GSC atinge

Figura 23 – Transitório eletromagnético durante falta trifásica no estator.

Fonte: Autor.

o limite operacional do seu controle (1pu) e causa um desbalanço de energia no *link* CC. No gráfico da tensão do estator, observa-se que os sinais da fase A e B estão na mesma fase, como é de se esperar em uma falta bifásica, e com amplitudes diferentes devido à diferença de potencial causada pela resistência de falta ($0,001\Omega$). As correntes das fases

em falta do estator, porém, não estão defasadas em 180° , como ocorre na falta bifásica. Estão mais próximas de 120° , o que implica que estator alimenta a falta e a rede.

Figura 24 – Transitório eletromagnético durante falta bifásica no estator.

Fonte: Autor.

Na falta fase-terra (Figura 25), a tensão da fase A do estator, que está sob falta, afunda, mas não é anulada totalmente.

Figura 25 – Transitório eletromagnético durante falta fase-terra no estator.

Fonte: Autor.

Já as correntes ABC do estator continuam simétricas, equilibradas e com a mesma amplitude. Essa falta não produz nenhuma alteração da corrente do rotor, nem desbalanço

de energia no *link* CC, mantendo a operação do RSC. Então este garante a simetria e equilíbrio nas correntes do rotor que controlam, indiretamente, as correntes do estator. Então a potência ativa do estator não apresenta alteração. A velocidade no eixo e torque eletromagnético também não se alteram durante toda a simulação.

4.2.2.1 Análise de sensibilidade

Aqui também é descrito o comportamento transitório do sistema aumentando em 10 e 100 vezes a resistência do caso de falta no estator, analisado anteriormente.

Falta trifásica com resistência de $0,0001\Omega$: não houve mudanças significativas nos sinais.

Falta trifásica com resistência de $0,001\Omega$: Já para essa magnitude de falta, o comportamento do sistema reage diferente. A falta não produz um pico na corrente do RSC suficiente para ativar a sua proteção de sobrecorrente e a proteção *crowbar*. Dessa forma, os dois conversores continuam funcionando durante a falta e a máquina continua a operar como um DFIG. No momento da entrada da falta, o torque eletromagnético sofre um desequilíbrio e estabiliza em um valor menor, em módulo, do que o torque aplicado ao eixo. Assim, o eixo da máquina sofre aceleração durante toda o período de falta. Dessa forma, a energia fornecida pelo estator e rotor diminuem, pois o torque mecânico no eixo está sendo convertido em energia cinética. Outra consequência no momento da entrada da falta é um desequilíbrio de energia pelo conversor *back-to-back*: a tensão no *link* CC aumenta devido ao aumento transitório da corrente do rotor em consequência à diminuição do campo magnético da máquina. Logo o GSC trabalha de forma a regular a tensão junto com a diminuição da corrente fornecida pelo rotor (depois do seu aumento transitório) que, desta vez, causa uma subtensão no *link*. No estator, a corrente apresenta um desequilíbrio no momento da falta, mas rapidamente torna-se equilibrada e simétrica devido à ação do controle do RSC. A tensão do estator, por sua vez, passa também por um desequilíbrio e ao longo da simulação passa a ser modulada com um incremento de frequência.

Falta bifásica com resistência de $0,01\Omega$: O aumento da resistência de falta provoca oscilações menores no torque eletromagnético da máquina que não são suficientes para causar um descontrole de velocidade do eixo, porém esta apresenta uma pequena oscilação em torno do valor da velocidade de referência. A corrente do rotor também apresenta componentes de frequência, porém menores. A componente fundamental continua equilibrada, ou seja, a proteção do RSC e proteção *crowbar* não foram ativadas, como é de se esperar. Surge uma pequena sobretensão no *link* CC, porém logo é reestabelecida pelo GSC e mantida até o final da simulação, pois não há um aumento contínuo na energia

entregue pelo rotor. Diferente do ocorrido no caso de falta mais severo (resistência de $0,001\Omega$). As tensões das fases em falta (A e B) não se encontraram mais na mesma fase e as correntes A, B e C do estator se encontraram mais próximas à defasagem de 120° , o que pode-se concluir que o controle do RSC trabalha de forma a manter os sinais de tensão e corrente do estator equilibradas e simétricas.

Falta bifásica com resistência de $0,1\Omega$: Neste caso, o efeito que a falta causa no sistema é semelhante ao caso anterior. A perturbação no torque eletromagnético é ainda menor e, conseqüentemente, as oscilações na velocidade do eixo, as componentes de frequência do rotor, sobretensão no *link* CC e desequilíbrio nas tensões e correntes do estator são ainda menores.

Faltas fase-terra com resistências de $0,0001\Omega$ e $0,001\Omega$: não houve mudanças significativas nos sinais.

Considerações finais

Este trabalho apresentou, primeiramente, a fundamentação teórica sobre o princípio de conversão de energia disponível no vento para a forma elétrica. A apresentação sucinta sobre os principais componentes de um aerogerador foi realizada com enfoque nos componentes elétricos, principalmente o gerador elétrico, foco dessa pesquisa. Em seguida, o equacionamento e técnica de controle para os conversores empregados em gerador de indução duplamente alimentado, operando em velocidade variável, foram demonstrados.

O entendimento aprofundado do modelamento dinâmico do DFIG para a correta sintonização e aplicação do controle vetorial sobre os conversores permitiram a realização de simulações do sistema de uma turbina eólica baseada em DFIG. Essas simulações foram fundamentais para o domínio do controle e das condições para os modos de operação do DFIG.

O início do último capítulo foi dedicado para demonstrar do correto funcionamento do controle para os ajustes de controle usando, como exemplo, um sistema elétrico teste simulado via Matlab/Simulink. Também foram validadas a proteção de sobrecorrente do RSC e a proteção *Crowbar*. Assim, com o correto funcionamento do sistema, foi possível simular faltas nos terminais da unidade geradora permitindo uma análise mais precisa do seu real comportamento transitório

O transitório eletromagnético das faltas forneceu informações importantes do sistema. A falta aplicada em um dos terminais da máquina interfere diretamente o outro terminal devido o acoplamento magnético entre os enrolamentos do estator e rotor, mudando significativamente a operação da máquina e danificando seus enrolamentos devido à alta corrente de falta. A falta trifásica franca no estator anula o campo magnético da máquina, interrompendo o fluxo de potência pelo estator, causa sobretensão no *link* CC e sobrecorrente no RSC. Essa e a falta bifásica no rotor transformam o GIRB em um gerador de indução gaiola de esquilo, mantendo o fluxo de potência pelo estator, porém sem controle de escorregamento. As faltas bifásicas, tanto no rotor quanto no estator, causam um desequilíbrio no campo eletromagnético da máquina provocando oscilações na potência fornecida pelo estator. O único caso que não afeta significativamente os dispositivos do

sistema é a falta fase-terra, pois não causa sobrecorrente e sobretensão nos conversores, não altera o campo magnético da máquina que causa distúrbios na velocidade do eixo e no torque eletromagnético e não causa sobretensão nem subtenção no *link* CC.

O conversor mais passivo a danos, dentre as faltas aplicadas, foi o RSC em que sua proteção de sobrecorrente e proteção *crowbar* somente não atuaram nos casos de falta fase-terra. Os casos mais severos eram nas faltas trifásicas e bifásicas, nos quais surgiram correntes no RSC na ordem, aproximadamente, de 4 pu e 125 pu, respectivamente.

Este trabalho proporciona uma base teórica do modelamento dinâmico, detalhamento do projeto de controle do conversor *back-to-back* e projeto de duas das principais proteções do sistema DFIG. Além disso, a simulação de faltas nos terminais da máquina com gráficos, análises de riscos e análise de sensibilidade para três casos de faltas diferentes, via *software* Matlab/Simulink, permitem uma compreensão bastante rica do comportamento transitório do sistema DFIG, dando suporte para implementação de um sistema real no qual poderá receber ensaios de faltas internas nos enrolamentos da unidade geradora para análise dos transitórios eletromagnéticos.

5.1 Trabalhos futuros

Como foi já dito aqui neste trabalho, os casos de falhas mais frequentes na topologia DFIG são as internas à unidade geradora, como falta entre espiras, assimetria resistiva e defeitos nos enrolamentos, por exemplo. Portanto, é possível modificar os enrolamentos de um gerador de rotor bobinado real para receber faltas internas e implementar um sistema de aquisição de dados para coleta dos sinais do sistema e, assim, analisar o comportamento transitório.

5.2 Publicações

Essa pesquisa permitiu o desenvolvimento de alguns artigos científicos para publicação em congresso e submissão em revista. O artigo intitulado "Análise Transitória de Faltas em Geradores de Indução Duplamente Alimentados no Contexto da Energia Eólica" foi desenvolvido a partir dos resultados obtidos no Capítulo 4, publicado no *12th Latin-American Congress on Electricity Generation and Transmission* e apresentado no dia 13 de Novembro de 2017 em Mar Del Plata - Argentina. Outro artigo intitulado *Electromagnetic Analysis of DFIG During Control Operation*, submetido à revista *Electric Power Systems Research*, contou com o trabalho desenvolvido na Seção 3.2.

Referências

- ABAD, G. et al. **Doubly fed induction machine**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2011.
- ABDI. **Mapeamento da cadeia produtiva da indústria eólica no Brasil**. 2014. <http://www.abdi.com.br>. [Online; acessado em 21/03/17].
- ACKERMANN, T. **Wind power in power systems**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2005.
- ANEEL. **Relatório de Acompanhamento da Implantação de Empreendimentos de Geração**. 2017. <http://www.aneel.gov.br/>. [Online; acessado em 28/11/17].
- BATAGLIOLI, R. **Simulação em Tempo Real e Proteção de Geradores Eólicos no Contexto das *Smart Grids***. 129 p. Dissertação (Mestrado em engenharia elétrica) — Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2017.
- BNDES. **ANEXO 1 - ETAPAS FÍSICAS E CONTEÚDO LOCAL QUE DEVERÃO SER CUMPRIDOS PELO FABRICANTE**. 2016. <https://www.bndes.gov.br/>. [Online; acessado em 28/11/17].
- EPE. **Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2016**. 2016. <http://www.epe.gov.br/AnuarioEstatisticodeEnergiaEletrica/Forms/Anurio.aspx>. [Online; acessado em 30/01/17].
- FADIGAS, E. **Energia eólica**. [S.l.]: Manole, 2011.
- GUERRERO, G. A. V. **Análise em regime permanente de parques eólicos com máquinas SCIG e DFIG**. 111 p. Dissertação (Mestrado em engenharia elétrica) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2014.
- HOWARD, D. F.; LIANG, J.; HARLEY, R. G. Short-circuit modeling of dfigs with uninterrupted control. **IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics**, 2014. IEEE, v. 2, n. 1, p. 47–57, 2014.
- HUANG, K. et al. A control strategy for direct-drive permanent-magnet wind-power generator using back-to-back pwm converter. In: IEEE. **Electrical Machines and Systems, 2008. ICEMS 2008. International Conference on**. [S.l.], 2008. p. 2283–2288. ISBN: 978-1-4244-3826-6.
- LEMOES, D. F. d. A. **Análise de projeto de turbina eólica de grande porte para as condições climáticas da Região Nordeste do Brasil**. 92 p. Dissertação (Mestrado em Tecnologia Energéticas e Nucleares) — Universidade Federal de Pernambuco, 2005.

- MA, J. et al. Short circuit current calculation of doubly fed induction generator. In: **IET. Developments in Power Systems Protection, 2012. DPSP 2012. 11th International Conference on.** [S.l.], 2012. p. 1–5. ISBN: 978-1-84919-620-8.
- MANSOURI, M. M.; NAYERIPOUR, M.; NEGNEVITSKY, M. Internal electrical protection of wind turbine with doubly fed induction generator. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, 2016. Elsevier, v. 55, p. 840–855, 2016.
- MARMOLEJO, A.; PALAZZO, M.; DELFANTI, M. Short-circuit current of a doubly-fed induction generator: Analytical solution and insights. In: **IEEE. Energy Conversion (CENCON), 2014 IEEE Conference on.** [S.l.], 2014. p. 128–133. ISBN: 978-1-4799-4848-2.
- MORREN, J.; HAAN, S. W. D. Short-circuit current of wind turbines with doubly fed induction generator. **IEEE Transactions on Energy conversion**, 2007. IEEE, v. 22, n. 1, p. 174–180, 2007. ISSN: 0885-8969.
- NUUTINEN, P.; PELTONIEMI, P.; SILVENTOINEN, P. Short-circuit protection in a converter-fed low-voltage distribution network. **IEEE Transactions on Power Electronics**, 2013. IEEE, v. 28, n. 4, p. 1587–1597, 2013. ISSN: 0885-8993.
- OKEDU, K. E. et al. Wind farms fault ride through using dfig with new protection scheme. **IEEE Transactions on Sustainable Energy**, 2012. IEEE, v. 3, n. 2, p. 242–254, 2012. ISSN: 1949-3029.
- PANNELL, G.; ATKINSON, D. J.; ZAHAWI, B. Analytical study of grid-fault response of wind turbine doubly fed induction generator. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 2010. IEEE, v. 25, n. 4, p. 1081–1091, 2010. ISSN: 0885-8969.
- QUÉVAL, L.; OHSAKI, H. Back-to-back converter design and control for synchronous generator-based wind turbines. In: **IEEE. Renewable Energy Research and Applications (ICRERA), 2012 International Conference on.** [S.l.], 2012. p. 1–6. ISBN: 978-1-4673-2328-4.
- 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. IET, v. 10, n. 2, p. 374–381, 2016. ISSN 1751-8687.
- ROTHENHAGEN, K.; FUCHS, F. W. Doubly fed induction generator model-based sensor fault detection and control loop reconfiguration. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, 2009. IEEE, v. 56, n. 10, p. 4229–4238, 2009. ISSN: 0278-0046.
- SAWIN, J. L. **Renewables 2015 Global Status Report**. 2015. <http://www.ren21.net>. [Online; acessado em 30/01/17].
- _____. **Renewables 2016 Global Status Report**. 2016. <http://www.ren21.net/status-of-renewables/global-status-report/renewables-2016-global-status-report/>. [Online; acessado em 30/01/17].
- STEFANI, A. et al. Doubly fed induction machines diagnosis based on signature analysis of rotor modulating signals. **IEEE Transactions on industry applications**, 2008. IEEE, v. 44, n. 6, p. 1711–1721, 2008. ISSN: 0093-9994.

- STOJČIĆ, G.; PAŠANBEGOVIĆ, K.; WOLBANK, T. M. Detecting faults in doubly fed induction generator by rotor side transient current measurement. **IEEE Transactions on Industry Applications**, 2014. IEEE, v. 50, n. 5, p. 3494–3502, 2014. ISSN: 0093-9994.
- TOMA, S.; CAPOCCHI, L.; CAPOLINO, G.-A. Wound-rotor induction generator inter-turn short-circuits diagnosis using a new digital neural network. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, 2013. IEEE, 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, 2011.
- YANG, J.; FLETCHER, J. E.; O'REILLY, J. A series-dynamic-resistor-based converter protection scheme for doubly-fed induction generator during various fault conditions. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 2010. IEEE, v. 25, n. 2, p. 422–432, 2010. ISSN: 0885-8969.
- ZAGGOUT, M. et al. Detection of rotor electrical asymmetry in wind turbine doubly-fed induction generators. **IET Renewable Power Generation**, 2014. IET, v. 8, n. 8, p. 878–886, 2014. ISSN: 1752-1416.
- ZHANG, X.; LI, R.; XU, D. Analysis of three-phase short circuit current of dfig. In: IEEE. **Power Electronics and Applications, 2009. EPE'09. 13th European Conference on**. [S.l.], 2009. p. 1–7. ISBN: 978-1-4244-4432-8.