

Universidade Federal do Rio Grande do Norte
Departamento de Engenharia Elétrica
Curso de Graduação em Engenharia Elétrica

SISTEMA EÓLICO BASEADO EM DFIG COM CAPACIDADE LVRT E SUPORTE DE TENSÃO

Igor Barbosa Medeiros Romano

Natal/RN
janeiro de 2024

IGOR BARBOSA MEDEIROS ROMANO

**SISTEMA EÓLICO BASEADO EM DFIG COM CAPACIDADE
LVRT E SUPORTE DE TENSÃO**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentada ao Curso de
Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do
Rio Grande do Norte como parte dos requisitos para obtenção do
título de Engenheiro Eletricista.

Natal/RN
janeiro de 2024

Universidade Federal do Rio Grande do Norte - UFRN
Sistema de Bibliotecas - SISBI
Catalogação de Publicação na Fonte. UFRN - Biblioteca Central Zila Mamede

Romano, Igor Barbosa Medeiros.

Sistema eólico baseado em DFIG com capacidade LVRT e suporte de tensão / Igor Barbosa Medeiros Romano. - 2025.
154f.: il.

Monografia (Graduação) - Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Centro de Ciência e Tecnologia, Engenharia Elétrica, Natal, 2025.

Orientação: Dr. Thiago de Oliveira Alves Rocha.

1. Geração Eólica - Monografia. 2. Fontes Renováveis de Energia - Monografia. 3. LVRT (do inglês, Low Voltage Ride Trough) - Monografia. I. Rocha, Thiago de Oliveira Alves. II. Título.

RN/UF/BCZM

CDU 621.3

IGOR BARBOSA MEDEIROS ROMANO

**SISTEMA EÓLICO BASEADO EM DFIG COM
CAPACIDADE LVRT E SUPORTE DE TENSÃO**

Este Trabalho de Conclusão de Curso foi julgado adequado para a obtenção do grau de Engenheiro Eletricista, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Curso de Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Rio Grande do Norte.

Natal/RN, 20 de Janeiro de 2025

Prof. Thiago de Oliveira Alves Rocha
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Norte
Orientador

José Patrocínio da Silva
Dr. pela Universidade Estadual de Campinas
Coordenador do DEE/UFRN

BANCA EXAMINADORA

Rodrigo Prado de Medeiros (UFRN)
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Norte

Alan Rodrigues de Sousa (UFRN)
Me. pela Universidade Federal do Rio Grande do Norte

Este trabalho é dedicado ao
meu avô, professor da UFRN, Sebastião da Silva Barbosa.

Este Trabalho é dedicado, também, à
memória dos meus avós parternos, Gilka de Medeiros e Jorge Romano Filho.

AGRADECIMENTOS

À minha mãe, Karina, por sempre ter estado do meu lado em todos os momentos e acreditar nas minhas vitórias. Ao meu pai, Rodrigo, por ser um exemplo de vida e uma referência a ser seguida no trabalho e na vida.

Ao meu avô, Sebastião, que foi professor de matemática da UFRN e meu grande incentivador acadêmico desde o início, me ensinando os primeiros passos nas ciências.

À minha esposa, Lorena, e à minha filha, Maria Alice, por quem acordo todo dia motivado a ser uma pessoa melhor.

Ao meu orientador, Thiago de Oliveira Alves Rocha, com quem obtive valiosos ensinamentos neste processo, desde as matérias de Eletrônica de Potência e Geração de Energia Elétrica, até agora com o Trabalho de Conclusão de Curso.

Aos demais professores de engenharia elétrica da UFRN, que tiveram suma importância na minha formação profissional.

“Não é o conhecimento, mas o ato de aprender,
não a posse mas o ato de chegar lá,
que concede a maior satisfação.”

Carl Friedrich Gauss

RESUMO

O setor de geração elétrica representa uma parcela significativa da matriz energética mundial, tornando-se preponderante na busca pelo desenvolvimento da economia de forma sustentável. A questão climática preocupa os líderes mundiais à medida que os anos passam e o fato da maior parte da energia elétrica produzida mundialmente ser oriunda de combustíveis fósseis cria uma enorme demanda para o investimento em geração elétrica baseada em Fontes Renováveis de Energia FREs. Neste contexto, a geração eólica tem tido grande destaque mundialmente, inclusive no Brasil, cuja capacidade instalada de geração eólica está, atualmente, entre as dez maiores do mundo. Estatisticamente, áreas com alto potencial para o aproveitamento do recurso eólico estão pulverizadas ao longo dos territórios dos países, então a energia eólica é introduzida na rede elétrica por meio de Sistemas de Geração Distribuída (SGDs). Com o aumento significativo da geração eólica frente ao sistema elétrico dos países, tornou-se indispensável a criação de normas de operação para este tipo de SGD, as agências reguladoras de energia elétrica ao redor do mundo instituíram, portanto, códigos de rede específicos para conexão de geração eólica à rede. Um dos principais pontos abordados nos códigos de rede dos países se refere à capacidade do SGD de se manter conectado em casos de variação da tensão da rede em regime permanente, a qual é denominada de capacidade LVRT (do inglês, *Low-Voltage-Ride-Through*). Cada país traz em seu código de rede uma curva de LVRT que basicamente determina quanto tempo o SGD pode permanecer conectado à rede para cada faixa de desvio de tensão, em relação à tensão nominal de operação. Neste trabalho é projetado um SGD baseado em geração eólica com capacidade LVRT. O SGD utilizado consiste em um DFIG (do inglês, *Double-Fed Induction Generator*) conectado ao PAC via estator. O rotor é conectado ao PAC via conversor *back-to-back*. O *back-to-back* promove o controle das correntes de fase do rotor do DFIG que, devido ao acoplamento magnético entre os enrolamentos de estator e rotor, controlam as potências ativa e reativa fornecidas ao PAC via estator. Em casos de subtensão, o bloco de controle do LVRT comanda a injeção de potência reativa na rede, promovendo a elevação da tensão no PAC. No caso de sobretensões, é comandado o consumo de potência reativa da rede, obtendo como resultado a diminuição da tensão no PAC. Em um cenário de sobretensão mais elevada, onde o consumo de potência reativa não seja suficiente para causar a diminuição da tensão do PAC a patamares operacionais, o bloco de controle de LVRT comanda, ainda, a redução da potência ativa injetada na rede, forçando a tensão do PAC reduzir um pouco mais. Em circunstâncias onde o LVRT não consiga reverter a tensão do PAC para patamares operacionais, o SGD é equipado com um *Breaking Chopper*, este dispositivo promove a desconexão do SGD em casos de não reversão do surto elétrico, dissipando a potência ativa produzida na turbina eólica através do seu ramo resistivo. Ao final do projeto, são apresentados resultados de simulação com situações de operacionalização do SGD e do bloco de LVRT para analisar o comportamento do sistema.

Palavras-chave: FRE, Geração Eólica, SGD, LVRT, DFIG, PAC.

ABSTRACT

The climate issue has been a concern for world leaders as the years go by, and the fact that most of the electricity produced worldwide comes from fossil fuels creates a huge demand for investment in electricity generation based on Renewable Energy Sources RES. In this context, wind generation has been gaining prominence worldwide, including in Brazil, whose installed wind generation capacity is currently among the ten largest in the world. Statistically, areas with high potential for using wind resources are spread throughout countries' territories, so wind energy is introduced into the electricity grid through Distributed Generation Systems SGDs. With the significant increase in the penetration of wind generation in the electrical systems of countries, it became essential to create operating standards for this type of SGD. Therefore, electricity regulatory agencies worldwide have instituted specific grid codes for connecting wind generation to the grid. One of the main points addressed in the countries' grid codes refers to the SGDs ability to remain connected in cases of variation in the grid voltage in a steady state, called Low-Voltage Ride-Through LVRT capacity. Each country has in its grid code an LVRT curve that determines how long the SGD can remain connected to the grid for each voltage deviation range, about the nominal operating voltage. In this work, an SGD based on wind generation with LVRT capability is designed. The topology of the proposed SGD consists of a Double Feed Induction Generator DFIG generator connected to the PAC via stator. The rotor is connected to the PAC via a back-to-back converter. The back-to-back controls of the DFIG rotor phase currents, which, due to the magnetic coupling between the stator and rotor windings, control the active and reactive powers supplied to the PAC via the stator. In cases of undervoltage, the LVRT control block controls the injection of reactive power into the grid, increasing the voltage at the PAC. In cases of overvoltages, the consumption of reactive power from the grid is controlled, resulting in a decrease in the voltage at the PAC. In a scenario of higher overvoltage, where the reactive power consumption is not sufficient to cause the PAC voltage to decrease to operational levels, the LVRT control block also controls the reduction of the active power injected into the grid, forcing the PAC voltage to reduce a little further. In circumstances where the LVRT is unable to revert the PAC voltage to operational levels, the SGD is equipped with a Breaking Chopper; this device promotes the disconnection of the SGD in cases of non-reversal of the electrical surge, dissipating the active power produced in the wind turbine through its resistive branch. At the end of the project, simulation results are presented with operational situations of the SGD and the LVRT block to analyze the system behavior.

Keywords: *RES, Wind Generation, DGS, LVRT, DFIG, PCC.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Matriz elétrica mundial em 2023.	25
Figura 1.2 – Matriz elétrica brasileira em 2023.	25
Figura 1.3 – Emissão de CO_2 por MWh gerado, comparativo 2021.	26
Figura 1.4 – Crescimento da capacidade instalada de energia eólica <i>on-shore</i> em 2023.	27
Figura 1.5 – Crescimento da capacidade instalada de energia eólica <i>off-shore</i> em 2023.	27
Figura 2.1 – Perdas de velocidade do vento na passagem por um conjunto de pás.	33
Figura 2.2 – Gráfico do C_p	35
Figura 2.3 – Diagrama de forças atuantes em uma pá de aerogerador.	35
Figura 2.4 – Característica $C_p(\lambda, \beta)$ traçadas em função de aproximações numéricas.	37
Figura 2.5 – Principais componentes de uma turbina eólica de eixo horizontal.	38
Figura 2.6 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo I.	39
Figura 2.7 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo II.	40
Figura 2.8 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo III.	40
Figura 2.9 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo IV.	41
Figura 2.10 – Curva LVRT no Brasil.	45
Figura 2.11 – Requisito de fator de potência no Brasil.	46
Figura 2.12 – Requisito de potência reativa no Brasil.	47
Figura 2.13 – Requisito de faixa operacional de frequência no Brasil	47
Figura 2.14 – Diagrama do SGD com LVRT coordenando CCP e BC.	50
Figura 2.15 – SGD eólico com dispositivo de armazenamento ligado ao estator.	51
Figura 2.16 – SGD eólico com dispositivo de armazenamento conectado no barramento CC do <i>back to back</i>	52

Figura 2.17 – SGD eólico com dispositivo de armazenamento e conexão dinâmica do GSC ao rotor.	53
Figura 3.1 – Descrição do SGD implementado no trabalho.	57
Figura 3.2 – Sistema de referencial trifásico.	58
Figura 3.3 – Decomposição dos vetores unitários dos eixos trifásicos em eixos cartesianos.	59
Figura 3.4 – Vetor campo girante de tensão.	60
Figura 3.5 – Referencial trifásico x Referencial bifásico.	62
Figura 3.6 – Referencial bifásico - dq.	64
Figura 3.7 – VSI-ER + filtro LCL.	68
Figura 3.8 – VSI-ER + filtro LCL simplificado.	69
Figura 3.9 – Plantas de corrente de eixo (dq) de entrada do VSI-ER.	81
Figura 3.10 – Plantas de corrente de eixo (dq), de entrada do VSI-ER, com compensação.	81
Figura 3.11 – Plantas de corrente de eixo (dq) equivalentes, de entrada do VSI-ER.	81
Figura 3.12 – Planta de tensão no barramento CC.	85
Figura 3.13 – Diagrama elétrico do DFIG conectado ao PAC(retirado do diagrama completo do SGD, da Figura 3.1).	85
Figura 3.14 – Diagrama elétrico da máquina de indução.	86
Figura 3.15 – Diagramas de blocos das plantas de correntes rotóricas de eixo (dq).	105
Figura 3.16 – Planta das correntes rotóricas de eixo (dq) com compensação de perturbações.	105
Figura 3.17 – Plantas de corrente rotóricas de eixo (dq) equivalentes.	106
Figura 3.18 – Plantas de potência, ativa e reativa, entregues ao PAC via estator da máquina.	108
Figura 4.1 – Diagrama trifásico simplificado para o SGD.	109
Figura 4.2 – Diagrama geral para o controle de planta de primeira ordem.	110
Figura 4.3 – Diagrama de blocos PI - domínio do tempo.	111

Figura 4.4 – Diagrama de blocos - Controle em malha fechada com PI.	112
Figura 4.5 – Diagrama de blocos equivalente - Controle em malha fechada com PI. . .	112
Figura 4.6 – Diagrama de blocos equivalente - Controle em malha fechada com PI. . .	113
Figura 4.7 – Diagrama de blocos equivalente - Controle em malha fechada com PI. . .	113
Figura 4.8 – Diagrama de blocos - Função de transferência equivalente do controle em malha fechada com PI.	114
Figura 4.9 – Resposta do sistema de segunda ordem ao degrau- resposta sub-amortecida.	116
Figura 4.10 – Diagrama de blocos - Controle do conversor do lado da rede (etapa retificadora).	118
Figura 4.11 – Diagrama de blocos do SRF-PLL.	118
Figura 4.12 – VSI-ER + filtro LCL simplificado.	119
Figura 4.13 – Plantas de corrente de eixo (dq) equivalentes, de entrada do VSI-ER. . . .	120
Figura 4.14 – Diagrama de blocos - Controle em malha fechada com PI.	120
Figura 4.15 – Planta de tensão no barramento CC.	121
Figura 4.16 – Diagrama de blocos - Controle do conversor do lado do rotor (etapa inversora).	123
Figura 4.17 – Plantas de corrente rotóricas de eixo (dq) equivalentes.	123
Figura 4.18 – Diagrama de blocos - Controle em malha fechada com PI.	124
Figura 4.19 – Plantas de potência, ativa e reativa, fornecida pelo estator.	125
Figura 4.20 – Fluxograma do bloco LVRT.	127
Figura 5.1 – Tensões no PAC em condições normais de funcionamento.	137
Figura 5.2 – Correntes trifásicas entregues à rede em condições normais de funcionamento.	137
Figura 5.3 – Correntes de eixo (dq) de entrada no VSI-ER em regime transitório.	138
Figura 5.4 – Tensão do barramento CC em regime transitório.	139
Figura 5.5 – Correntes rotóricas de eixo (dq) em regime transitório.	139

Figura 5.6 – Potência ativa e reativa entregues pelo DFIG.	140
Figura 5.7 – Velocidade mecânica do rotor do DFIG em rpm.	140
Figura 5.8 – Dinâmica da tensão no PAC em condições de subtensão.	141
Figura 5.9 – Dinâmica da corrente i_{dr}^f em condições de subtensão.	142
Figura 5.10 – Dinâmica da potência ativa e potência reativa injetadas no PAC em condições de subtensão.	142
Figura 5.11 – Dinâmica da tensão no PAC em condições de sobretensão.	143
Figura 5.12 – Dinâmica da corrente i_{dr}^f em condições de sobretensão.	143
Figura 5.13 – Dinâmica da potência ativa e potência reativa injetadas no PAC em condições de sobretensão.	144
Figura 5.14 – Dinâmica da tensão no PAC em condições de sobretensão com redução da potência ativa.	145
Figura 5.15 – Dinâmica das correntes i_{dr}^f e i_{qr}^f em condições de sobretensão com redução da potência ativa.	146
Figura 5.16 – Dinâmica da potência reativa injetada no PAC em condições de sobretensão com redução da potência ativa.	146
Figura 5.17 – Dinâmica da potência ativa injetada no PAC em condições de sobretensão com redução da potência ativa.	147
Figura 5.18 – Tensão de eixo d do PAC em condições de desconexão.	147
Figura 5.19 – Dinâmica da corrente i_{dr}^f em condições de desconexão.	148
Figura 5.20 – Dinâmica das potências ativa e reativa na desconexão.	148
Figura 5.21 – Flag de desconexão gerada pelo LVRT comandando o fechamento da chave q_{bc} do Breaking Chopper.	149
Figura 5.22 – Dinâmica da potência dissipada pelo chopper.	149

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Respostas do sistema de segunda ordem.	115
Tabela 5.1 – Parâmetros do sistema.	130

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABEEólica	Associação Brasileira de Energia Eólica.
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica.
BC	<i>Breaking Chopper</i>
CC	Corrente Contínua.
CA	Corrente Alternada.
CB	<i>Circuit Breakers</i>
CBEE	Centro Brasileiro de Energia Eólica
CELPE	Companhia Elétrica de Pernambuco
CCP	<i>Crowbar Protection</i>
CSC	<i>Current Source Converter</i>
DFIG	<i>Doubly Fed Induction Generator.</i>
EPE	Empresa de Pesquisa Energética.
ESC	<i>Energy Storage Converter</i>
EDLC	<i>Electric Double Layer Capacitors</i>
FACTS	<i>Flexible Alternating Current Transmission System.</i>
FRE	Fonte Renovável de Energia.
FRT	<i>Fault Ride Through</i>
GWEC	<i>Global Wind Energy Council.</i>
IEA	<i>International Energy Agency.</i>
IPCC	<i>Intergovernmental Panel on Climate Change</i>
IG	<i>Induction Generator</i>
GB	<i>Gear Box</i>
GSC	<i>Grid Side Converter</i>
LCL	Indutivo-Capacitivo-Indutivo.
LVRT	<i>Low Voltage Ride Through.</i>
LCIT	Linear Contínuo Invariante no Tempo
MSC	<i>Mechanically Switched Capacitor</i>
OCDE	Organização para a Cooperação e Desenvolvimento Econômico.
PAC	Ponto de Acoplamento Comum.
PLL	<i>Phase Locked Loop.</i>
PMSG	<i>Permanent Magnet Synchronous Generator.</i>
PI	Proporcional Integral.
PWM	<i>Pulse Width Modulation.</i>
PROEÓLICA	Programa Emergencial de Energia Eólica
PROINFA	Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica
RMS	<i>Root Mean Square.</i>
RSC	<i>Rotor Side Converter</i>

SAE	Sistema de Armazenamento de Energia
SCIG	<i>Squirrel Cage Induction Generator.</i>
SGD	Sistemas de Geração Distribuída.
SRF-PLL	<i>Synchronous Reference Frame Phase-Locked-Loop.</i>
SMES	<i>Superconducting Magnetic Energy Storage)</i>
STATCOM	<i>Static Synchronous Compensator.</i>
THD	<i>Total Harmonic Distortion.</i>
TSR	<i>Tip Speed Ratio.</i>
VSI	<i>Voltage Source Inverter</i>
VSI-EI	<i>Voltage Source Inverter-Etapa Inversora.</i>
VSI-ER	<i>Voltage Source Inverter-Etapa Retificadora.</i>
WRIG	<i>Wound Rotor Induction Generator.</i>
WRSG	<i>Wound Rotor Synchronous Generator.</i>
WTR	<i>Wind Turbine Rotor.</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área da turbina eólica.
abc_r	Fases do referencial trifásico rotórico.
abc_s	Fases do referencial trifásico estatórico.
C_p	Coefficiente de potência da turbina eólica.
C_g	Capacitor do barramento CC.
C_f	Capacitor do filtro LCL.
d	Eixo direto do referencial bifásico girante.
e_{abc}	Tensão de fase da rede (rms).
E	Energia cinética da massa de ar.
E_{ex}	Energia cinética extraída pelas pás da turbina eólica .
f_0	Frequência da rede.
f_s	Frequência de chaveamento.
F_d	Força de arrasto.
F_i	Força de sustentação.
g	Comprimento do entreferro do DFIG.
$G(s)$	Função de transferência em malha aberta da planta genérica de primeira ordem.
$G_{ma,P_s}(s)$	Função de transferência em malha aberta da planta de potência ativa estatórica.
$G_{filtro}(s)$	Função de transferência em malha aberta do filtro de medição de potência ativa estatórica.
$i_{0dq_s}^f$	Correntes de fase do estator do DFIG no referencial vetor fluxo estatórico.
i_L	Corrente entregue pelo barramento CC ao VSI-EI.
i_{0dg}^e	Correntes de entrada do VSI-ER no referencial vetor tensão estatórica.
i_{abcg}	Correntes de entrada do VSI-ER no referencial trifásico.
i_{0dqr}^f	Correntes de fase do rotor do DFIG no referencial vetor fluxo estatórico.
i_{abcr}^f	Correntes de fase do rotor no referencial trifásico.
I_r	Valor de pico das correntes trifásicas do rotor do DFIG .
I_s	Valor de pico das correntes trifásicas do estator do DFIG .
I_g	Valor de pico das correntes trifásicas de entrada do VSI-ER.
K_i	Ganho integral do controlador PI da planta de primeira ordem geral.
K_{i,i_{dqg}^e}	Ganho integral dos controladores de corrente de entrada do VSI-ER no referencial vetor tensão estatórico.
K_{i,i_{dqr}^f}	Ganho integral dos controladores das correntes rotóricas do DFIG no referencial vetor fluxo estatórico.

$K_{i,PLL}$	Ganho integral do controlador do SRF-PLL.
$K_{i,v}$	Ganho integral do controlador de tensão do barramento CC.
K_{i,P_s}	Ganho integral do controlador de Potência ativa de saída do estator do DFIG.
K_p	Ganho proporcional do controlador PI da planta de primeira ordem geral.
K_{p,i_{dqg}^e}	Ganho proporcional dos controladores de corrente de entrada do VSI-ER no referencial vetor tensão estático.
K_{p,i_{dqr}^f}	Ganho proporcional dos controladores das correntes rotóricas do DFIG no referencial vetor fluxo estático.
$K_{p,PLL}$	Ganho proporcional do controlador do SRF-PLL.
$K_{p,v}$	Ganho proporcional do controlador de tensão do barramento CC.
K_{p,P_s}	Ganho proporcional do controlador de potência ativa de saída do estator.
L	Indutor da rede elétrica.
L_{lr}	Indutância de dispersão dos enrolamentos do rotor do DFIG.
L_{ls}	Indutância de dispersão dos enrolamentos do estator do DFIG.
$[L_s]$	Matriz de indutâncias do estator do DFIG.
$[L_r]$	Matriz de indutâncias do rotor do DFIG.
$[L_{sr}]$	Matriz de indutâncias mútuas estator-rotor do DFIG.
$[L_{rs}]$	Matriz de indutâncias mútuas rotor-estator do DFIG.
l_m	Indutância de magnetização do DFIG.
L_m	Indutância de magnetização do DFIG no referencial (dq).
L_s	Indutância estática do DFIG no referencial (dq).
L_r	Indutância rotórica do DFIG no referencial (dq).
L_{lr}	Indutância de dispersão do rotor do DFIG.
L_{ls}	Indutância de dispersão do estator do DFIG.
L_{mr}	Indutância de magnetização do rotor do DFIG.
L_{ms}	Indutância de magnetização do estator do DFIG.
l_h	Indutor do filtro LCL do lado da rede.
l_i	Indutor do filtro LCL do lado do VSI-ER.
l_g	Indutor equivalente do filtro LCL.
m	Massa do ar.
N_r	Número de espiras dos enrolamentos do rotor do DFIG
N_s	Número de espiras dos enrolamentos do estator do DFIG
P	Potência do vento.
P_s	Potência ativa de saída do estator do DFIG.
P_g	Potência elétrica de entrada do VSI-ER.
$P(S)$	Polinômio característico da planta de primeira ordem controlada por PI em malha fechada.
$P^*(S)$	Polinômio característico do sistema de segunda ordem geral.

q	Eixo em quadratura do referencial bifásico girante.
Q_s	Potência reativa de saída do estator do DFIG.
q_{BC}	Chave do resistor do <i>Breaking Chopper</i> .
R	Resistência da rede elétrica.
r_{BC}	Resistência <i>Breaking Chopper</i> .
r_d	Resistor de amortecimento do filtro LCL.
R_r	Resistência dos enrolamentos de fase do estator do DFIG.
R_s	Resistência dos enrolamentos de fase do rotor do DFIG.
r	Raio médio do entreferro do DFIG.
r_g	Resistência equivalente do filtro LCL.
r_h	Resistência do filtro LCL do lado da rede.
r_i	Resistência do filtro LCL do lado do VSI-ER.
$S_{1,2}$	Polos da função de transferência do sistema de segunda ordem geral.
S_{abc}	Eixos do referencial trifásico.
$T(\theta)$	Transformada de Park
T_{ss}	Tempo de estabilização em malha fechada
T_{ss}^{ma}	Tempo de estabilização em malha aberta
v	velocidade do vento.
v_1	velocidade do vento a montante das pás da turbina.
v_2	velocidade do vento nas pás da turbina.
v_3	velocidade do vento a jusante das pás da turbina.
v_{abc}	Tensões no referencial trifásico.
\vec{v}_{abc}	Tensões vetoriais no referencial trifásico.
v_{0dqr}^e	Tensões de fase do estator no referencial vetor tensão estatórica.
v_{0dqs}^f	Tensões de fase do estator no referencial vetor fluxo estatórico.
v_{0dqr}^f	Tensões de fase do rotor no referencial vetor fluxo estatórico.
v_{abcg}	Tensões de entrada do VSI-ER no referencial trifásico.
v_{abcs}	Tensões de fase do estator do DFIG no referencial trifásico.
v_{abcr}	Tensões de fase do rotor do DFIG no referencial trifásico.
v_{dc}	Tensão no barramento CC.
v_{0dgg}^e	Tensões de entrada do VSI-ER no referencial vetor tensão estatórica.
V_r	Valor de pico das tensões trifásicas do rotor do DFIG.
V_s	Valor de pico das tensões trifásicas do estator do DFIG.
V_g	Valor de pico das tensões trifásicas de entrada do VSI-ER.
\vec{V}_{abcs}	Vetor tensão estatórico no referencial trifásico.
\vec{V}_{sdq}^e	Vetor tensão estatórico no referencial síncrono-vetor tensão.
V_w	Velocidade do vento.
V_{tan}	Velocidade tangencial da pá da turbina eólica.
V_{res}	Velocidade resultante.

ρ	Densidade do ar.
α	Eixo direto do referencial bifásico estático.
β	Eixo em quadratura do referencial bifásico estático.
θ	Defasamento angular entre rotor e estator do DFIG.
θ_s	Ângulo do vetor genérico das grandezas de estator do DFIG.
θ_r	Ângulo do vetor genérico das grandezas de rotor do DFIG.
θ_{PAC}	Ângulo do vetor tensão do PAC.
λ	Razão entre a velocidade tangencial de rotação na ponta da pá e a velocidade do vento.
λ_{0dqs}^f	Fluxo concatenado do estator do DFIG no referencial vetor fluxo estático.
λ_{0dqr}^f	Fluxo concatenado do rotor do DFIG no referencial vetor fluxo estático.
λ_{abcs}	Fluxo concatenado do estator do DFIG no referencial trifásico.
λ_{abcr}	Fluxo concatenado do rotor do DFIG no referencial trifásico.
λ_r	Valor de pico dos fluxos trifásicos de rotor do DFIG .
λ_s	Valor de pico dos fluxos trifásicos de estator do DFIG .
ω	Velocidade angular mecânica do DFIG.
ω_s	Velocidade angular das grandezas estáticas do DFIG.
ω_r	Velocidade angular das grandezas rotóricas do DFIG.
ω_n	Frequência natural da resposta do sistema de segunda ordem.
ω_{cc}	Frequência de corte do filtro de primeira ordem em rad/s.
μ_0	permeabilidade magnética do ar.
η	Razão entre as velocidades de entrada e saída do ar nas pás da turbina.
ζ	Fator de amortecimento da resposta do sistema de segunda ordem geral.
ζ_{PLL}	Fator de amortecimento da resposta do sistema de controle do PLL.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	24
1.1	MOTIVAÇÃO	28
1.2	OBJETIVOS	29
1.3	CONTRIBUIÇÕES	29
2	ESTADO DA ARTE	30
2.1	FUNCIONAMENTO DO AEROGERADOR	30
2.1.1	O Recurso Eólico	31
2.1.2	Energia e Potência Extraída do Vento	31
2.1.3	Componentes do Aerogerador	37
2.2	TOPOLOGIAS DE SGD BASEADO EM GERAÇÃO EÓLICA	38
2.2.1	Tipo I: Gerador de Indução Diretamente Conectado à Rede	38
2.2.2	Tipo II: WRIG com Resistência Rotórica Variável Diretamente Conectado à Rede	39
2.2.3	Tipo III: DFIG com Rotor Conectado à Rede por Conversor de Potência em Escala Parcial	39
2.2.4	Tipo IV: Gerador de Indução Com Estator Conectado à Rede por Conversor de Potência em Escala Total	40
2.3	DESAFIOS DA GERAÇÃO EÓLICA	41
2.3.1	Impactos na Confiabilidade do Sistema	42
2.3.2	Impactos na Estabilidade de Frequência do Sistema	42
2.3.3	Impactos na Estabilidade de Tensão do Sistema	42
2.3.4	Impactos no Planejamento do Sistema	43
2.4	REQUISITOS OPERACIONAIS PARA SGD BASEADO EM ENERGIA EÓLICA	43

2.5	REQUISITOS OPERACIONAIS EM REGIME ESTACIONÁRIO	45
2.5.1	Requisitos de Potência Reativa e Fator de Potência	46
2.5.2	Faixa Operacional de Tensão	46
2.5.3	Faixa Operacional de Frequência	47
2.5.4	Requisitos de Qualidade da Energia	47
2.6	REQUISITOS OPERACIONAIS EM CONDIÇÕES DE SUB-TENSÃO E SOBRE-TENSÃO - LVRT	49
2.7	SÍNTESE DO CAPÍTULO	54
3	DESCRIÇÃO E MODELAGEM DO SISTEMA	55
3.1	DESCRIÇÃO DO SISTEMA	55
3.2	TRANSFORMAÇÕES ENTRE REFERENCIAIS TRIFÁSICOS E BIFÁSICOS	56
3.3	MODELAGEM DA PLANTA DE CORRENTE DE ENTRADA NO VSI-ER	67
3.4	MODELAGEM DA PLANTA DE TENSÃO DO BARRAMENTO CC	82
3.5	MODELAGEM DA MÁQUINA DE INDUÇÃO	85
3.5.1	Modelo da máquina de indução no referencial (0-dq)	91
3.6	MODELAGEM DA PLANTA DE CORRENTE ROTÓRICA DA MÁQUINA DE INDUÇÃO	100
3.7	MODELAGEM DAS PLANTAS DE POTÊNCIA, ATIVA E REATIVA, FORNECIDA PELA MÁQUINA DE INDUÇÃO	106
3.8	SÍNTESE DO CAPÍTULO	108
4	SISTEMA DE CONTROLE	109

4.1	CONTROLE DE PLANTAS LINEARES DE PRIMEIRA ORDEM EM MALHA FECHADA	110
4.1.1	Controlador PI em Malha Fechada	110
4.1.2	Resposta do Sistema de Segunda Ordem	114
4.1.3	Método do Polinomial	116
4.2	DESCRIÇÃO DO SISTEMA DE CONTROLE DO LADO DA REDE	117
4.2.1	SRF-PLL	118
4.2.2	Controle das Correntes de Entrada do VSI-ER	119
4.2.3	Controle de Tensão do Barramento CC	121
4.3	DESCRIÇÃO DO SISTEMA DE CONTROLE DO LADO DO ROTOR	122
4.3.1	Controle de Correntes Rotóricas da Máquina de Indução	123
4.3.2	Controle de Potência, Ativa e Reativa, Fornecida pelo Estator	124
4.3.3	Bloco LVRT	126
4.4	SÍNTESE DO CAPÍTULO	126
5	RESULTADOS DA SIMULAÇÃO	128
5.1	DESCRIÇÃO DO SISTEMA	128
5.2	DIMENSIONAMENTO DO SISTEMA DE CONTROLE	130
5.2.1	Controle de Corrente de Entrada no VSI-ER	131
5.2.2	Controle de Tensão do Barramento CC	132
5.2.3	Controle das Correntes Rotóricas do DFIG	133
5.2.4	Controle de Potências Ativa e Reativa Estatóricas do DFIG	134
5.2.5	Controle do SRF-PLL	136
5.3	ANÁLISE DOS RESULTADOS	136
5.3.1	Tensões do PAC	137
5.3.2	Correntes Entregues à Rede	137

5.3.3	Controladores do VSI-ER	137
5.3.4	Controladores do DFIG	138
5.3.5	Simulação de subtensão no PAC	140
5.3.6	Simulação de sobretensão no PAC	142
5.3.7	Simulação de sobretensão no PAC com redução de potência ativa	144
5.3.8	Simulação de interrupção do SGD	146
5.4	SÍNTESE DO CAPÍTULO	148
6	CONCLUSÕES	150
6.1	SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS	151
	REFERÊNCIAS	152

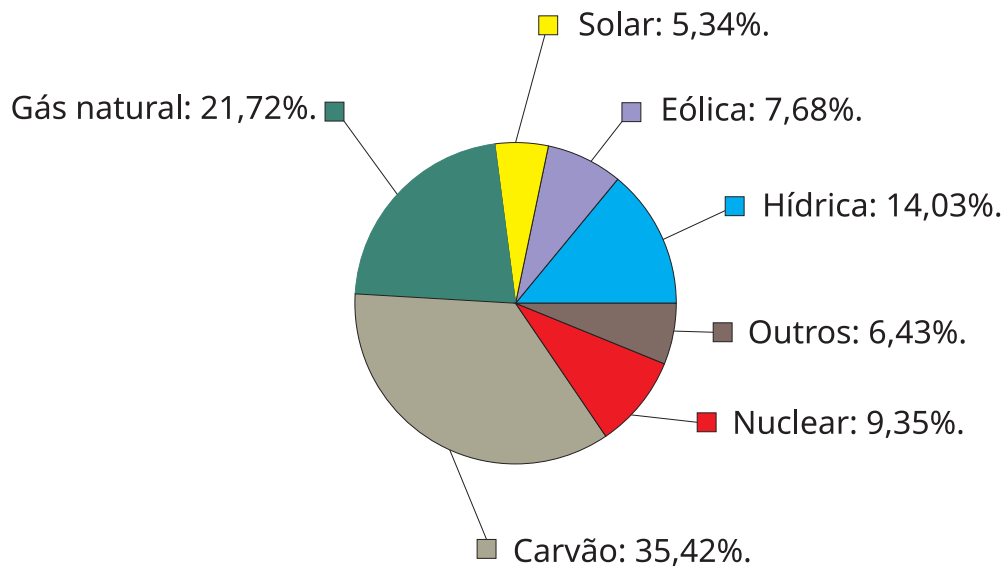
1 INTRODUÇÃO

Até o século XX, a humanidade não considerava que suas atividades e as mudanças ambientais desencadeadas por elas ameaçariam silenciosamente o equilíbrio natural. Por conta da Revolução Industrial, o homem vivera em torno do ideário de crescimento econômico a todo custo, não existindo, até então, uma preocupação bem definida acerca da natureza e dos recursos naturais, elementos utilizados unicamente sob a ótica da produção industrial (ROCHA, 2024). A partir da Revolução Industrial, houve o uso indiscriminado de combustíveis poluentes com o propósito de geração de energia, sendo a principal causa de liberação de gases de efeito estufa na atmosfera terrestre. Combustíveis poluentes, como carvão, gás natural e combustíveis fósseis, são também não renováveis, enquanto só podem ser repostos pela natureza em tempo geológico. Em meio à atual crise ambiental, o constante aumento da temperatura global alerta cada vez mais os líderes mundiais sobre a necessidade de mudanças, principalmente nos setores emissores de gases de efeito estufa. Assim, o setor de geração elétrica - responsável por até 1 terço das emissões globais (OLIVEIRA, 2021)- é um ponto focal que exige mudanças indiscutíveis no combate à crise climática, logo, tendo em consideração a projeção de uma transição para o baixo carbono nas próximas décadas, é notável a posição vantajosa a ser tomada pelos países que planejem a transição para fontes renováveis na geração elétrica (OLIVEIRA, 2021). Além da esfera ambiental também existe a questão econômica, de acordo com GOLDEMBERG e LUCON (2007), cerca de metade do petróleo que o planeta possuía já foi explorado, além disso, já se fazem previsões de que, no ritmo atual de consumo, o gás natural acabe em 60 anos e o carvão em 250 anos, este último combustível é o mais poluente dentre os três. Nesse sentido, a sociedade reconhece a necessidade de buscar fontes energéticas diversificadas como alternativas para atender às demandas necessárias à continuidade do desenvolvimento econômico e social. Conforme apresentado em Tavares (2023), diversos países preocupados em reduzir os índices de emissão dos gases de efeito estufa estão investindo na instalação de parques eólicos e sistemas fotovoltaicos para geração de energia elétrica. Por exemplo, a China é líder em investimentos no setor e detém mais de dois terços da capacidade eólica mundial, com aproximadamente 310,6 gigawatts (GW) instalados em 2022 (TAVARES, 2023).

A matriz elétrica mundial é altamente baseada em fontes não renováveis. A agência internacional de energia, IEA (2024) (do inglês, *International Energy Agency*), revelou que a participação de FREs (Fontes Renováveis de energia) na matriz elétrica mundial ficou abaixo dos 33,5% em 2023, já o Brasil possui matriz elétrica altamente privilegiada neste sentido. No Brasil, a geração é altamente baseada em hidrelétricas e com o aumento gradativo da participação de FREs na última década, o Brasil atingiu, em 2023, quase 90% de participação de FREs em sua

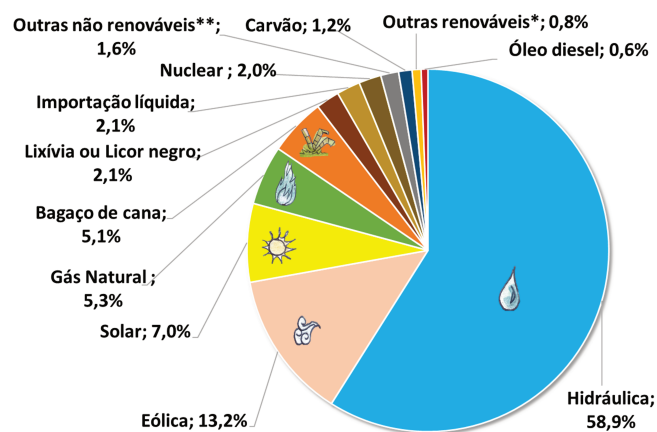
matriz elétrica, de acordo com EPE (2024). Na Figura 1.1 é apresentada a matriz elétrica mundial em 2023 e na Figura 1.2 é apresentada a matriz elétrica brasileira em 2023. Enquanto, na matriz elétrica mundial, as principais fontes de energia são o carvão mineral e o gás natural, somando 57,14% do total da matriz, no Brasil as principais fontes são a hidráulica e a eólica, somando 72,1% do total da matriz elétrica.

Figura 1.1 – Matriz elétrica mundial em 2023.



Fonte: IEA (2024).

Figura 1.2 – Matriz elétrica brasileira em 2023.

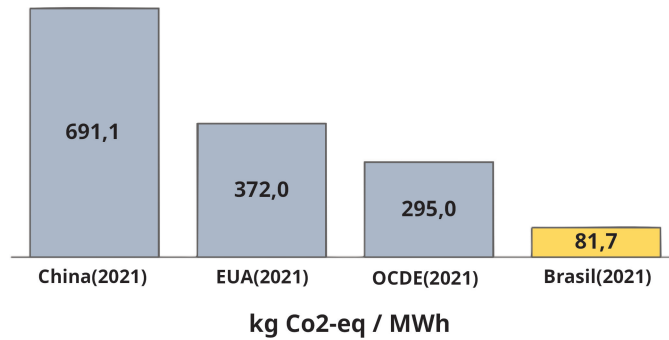


Fonte: EPE (2024).

Conforme apresentado em Tavares (2023), países que possuem matriz elétrica com alta presença de fontes não renováveis de energia são também grandes poluidores da atmosfera, já que a geração de energia elétrica através destas fontes - p.ex: carvão, gás natural e petróleo - libera abundantemente gases de efeito estufa no ar, principalmente o CO_2 . De acordo com EPE (2024), em 2021, para produzir 1 MWh, o setor elétrico brasileiro emitiu de CO_2 cerca

de 31% do valor emitido pelos países europeus da OCDE(Organização para a Cooperação e Desenvolvimento Econômico), 22% do que emitiu o setor elétrico dos Estados Unidos e 12% do foi emitido pelo setor elétrico chinês.

Figura 1.3 – Emissão de CO_2 por MWh gerado, comparativo 2021.

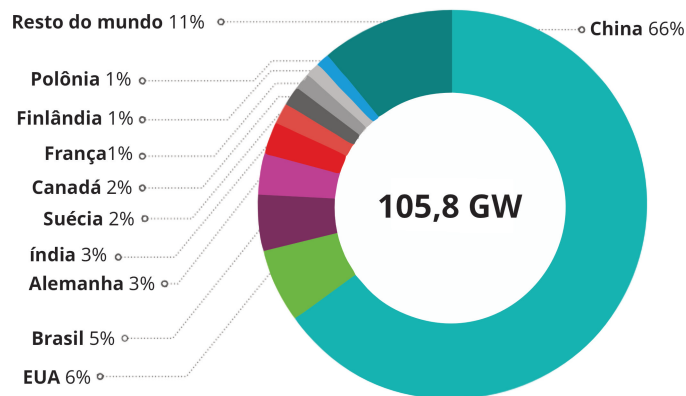


Fonte: EPE (2024).

De acordo com Dutra (2008), as primeiras máquinas construídas pelo homem a fim de gerar trabalho a partir da energia eólica datam do século III d.C. Tais máquinas eram utilizadas em tarefas como moagem de grãos, produção de óleos vegetais e para o bombeamento de água. Apenas no século XIX, a energia dos ventos passou a ser utilizada para geração de eletricidade. Ainda no século XIX, a geração de eletricidade a partir da energia eólica entrou em declínio devido ao avanço da indústria do petróleo, o que foi revertido após o choque do petróleo em 1973. No trabalho de Simas (2012) é apontado que, a partir da década de 90, as preocupações com problemas ambientais constituíram-se como as principais razões para a adoção de políticas de utilização de FREs. Esse fato impulsionou a indústria da energia eólica. O relatório global da energia eólica de 2024 (ano base 2023) produzido pelo conselho global de energia eólica GWEC (do inglês, *Global Wind Energy Council*) demonstrou que indústria eólica obteve seu melhor ano histórico em 2023, com o percentual de crescimento 50% maior que em 2022, foram acrescentados 117 GW de potência instalada em apenas um ano, sendo 106 GW em terra (*on-shore*). O relatório apontou, ainda, que China e Estados Unidos mantêm-se como os dois maiores mercados na categoria *on-shore*, seguidos por Brasil, Alemanha e Índia. Na categoria *off-shore*, a China também lidera o ranking, seguida por Reino Unido, Alemanha, Holanda e Dinamarca.

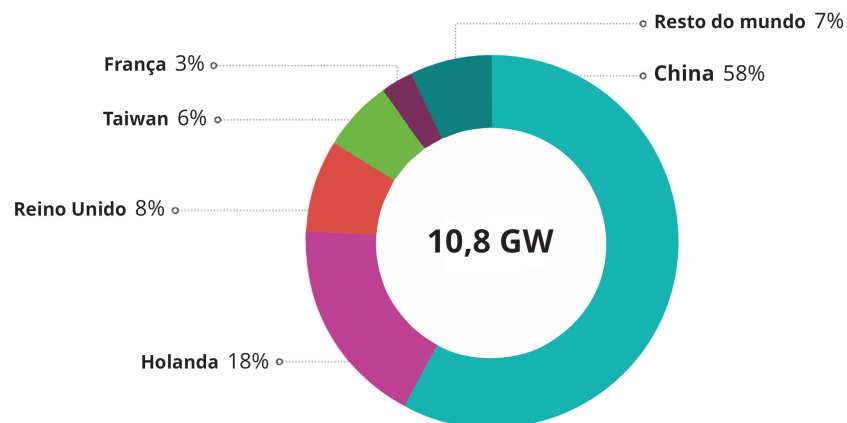
O Brasil possui alta capacidade de geração de energia eólica devido ao elevado volume de ventos, além da regularidade e consistência na direção e intensidade do vento ao longo do tempo. Tal fato garante uma elevada geração de eletricidade por meio do recurso eólico (ABEEÓLICA, 2023). No trabalho de Simas (2012), é mostrado que o Brasil foi pioneiro em instalação de aerogeradores na América Latina. Na década de 90, uma parceria entre o CBEE(Centro Brasileiro de Energia Eólica) e a CELPE(Companhia Elétrica de Pernambuco) promoveu a instalação de uma turbina eólica de 75 kW no arquipélago de Fernando de Noronha,

Figura 1.4 – Crescimento da capacidade instalada de energia eólica *on-shore* em 2023.



Fonte: GWEC (2024).

Figura 1.5 – Crescimento da capacidade instalada de energia eólica *off-shore* em 2023.



Fonte: GWEC (2024).

no ano de 1992, sendo esse o marco inicial da geração de energia eólica no Brasil. Também é citado que em 2001 foi lançado o Atlas do Potencial Eólico Brasileiro, um estudo realizado pela CELPE, que revelou uma potência tecnicamente aproveitável de 145 GW no Brasil. Ainda segundo o levantamento, as principais regiões para o aproveitamento do recurso eólico são o nordeste, sudeste e sul, concentrando 90% do potencial eólico brasileiro. De acordo com Simas (2012), em 2001 e 2002 houve um período de racionamento de energia elétrica no Brasil, devido à redução dos níveis nos reservatórios das hidroelétricas. Na busca pela diversificação da matriz energética, o governo brasileiro instituiu programas de incentivo à energia eólica, como o PROEÓLICA (Programa Emergencial de Energia Eólica), através da resolução número 24, de 5 de julho de 2001, e o PROINFA (Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica), instituído na lei 10.438 de 26 de abril de 2002. Através destes programas, foram gerados incentivos que impulsionaram a indústria eólica brasileira e a expansão desta fonte de

energia no Brasil. Em janeiro de 2002, já haviam 32 empreendimentos eólicos autorizados pela ANEEL(Agência Nacional de Energia Elétrica), que somavam 3.338 MW. Após este momento inicial, a indústria eólica apresentou uma guinada significativa até os dias de hoje, suportada por massivos investimentos no setor. Em 2023, o Brasil chegou a uma capacidade instalada de 30,5 GW, um crescimento de mais de 10 vezes em relação ao ano de 2002, só em 2023 foram instalados 5GW de capacidade, representando um aumento de 20% em relação a 2022 (ABEEÓLICA, 2023).

Com o aumento da penetrabilidade dos SGDs(Sistemas de Geração Distribuída) baseados em geração eólica nos sistemas elétricos do Brasil e do mundo, tornou-se necessária a criação de códigos de rede específicos para regulamentar a operação deste tipo de SGD. Uma das principais problemáticas abordadas nestas regulamentações é a questão da desconexão dos SGDs em condições de anormalidades na operação da rede elétrica. Em casos de surtos de subtensão, sobretensão ou variação da frequência de operação da rede, os componentes do SGD podem ser afetados, por exemplo, podem haver sobrecorrentes no estator, no rotor e no conversor back-to-back, também podem haver oscilações de torque. Antigamente quando havia desvio das condições nominais de operação, os SGDs eram muitas vezes desconectados da rede, porém com o aumento da participação da fonte eólica tornou-se inviável a desconexão repetida de grandes parques eólicos. Um dos principais requisitos abordados nos códigos específicos para operação de parques eólicos é o requisito de LVRT(*do inglês Low Voltage Ride Through*), este requisito determina quanto tempo o SGD pode permanecer conectado para diferentes faixas de subtensão e sobretensão. A fim de se encaixar nas curvas de LVRT, o SGD deve ser capaz de regular suas tensões e correntes no PAC(Ponto de Acoplamento) para, até certo ponto, reverter condições de subtensão ou sobretensão.

1.1 MOTIVAÇÃO

A energia eólica tem tido grande destaque no cenário mundial de geração de energia elétrica. Por ser uma energia limpa e renovável, esta fonte supre muito bem os requisitos de sustentabilidade almejados mundialmente, na atualidade. Para operação de SGDs baseados em geração eólica, há a necessidade de seguir os códigos de rede, onde um dos principais requisitos é a operação respeitando as curvas de LVRT. A principal motivação deste trabalho consiste em apresentar o projeto e simulação de um SGD baseado em geração eólica com gerador DFIG e com capacidade LVRT. O LVRT apresentado aqui, funciona controlando a potência reativa e a potência ativa injetadas na rede em condições de subtensão ou sobretensão. Quando há a subtensão, o SGD injeta potência reativa na rede com intuito de elevar a tensão no PAC(Ponto de Acoplamento Comum). Em casos de sobretensão o SGD consome potência reativa da rede a fim de baixar a tensão no PAC, o SGD tem um limite de absorção de potência reativa, há ainda

um segundo mecanismo para sobretensões severas onde após consumir o máximo de potência reativa o SGD diminui a potência ativa injetada.

1.2 OBJETIVOS

A realização desse trabalho tem como objetivo geral o desenvolvimento do projeto de um SGD de energia eólica baseado em DFIG. O DFIG é conectado à rede via estator e rotor, estando o estator ligado diretamente à rede e o rotor conectado à rede por um conversor *back to back*. Implementa-se também um bloco de controle de LVRT, garantindo o seguimento das curvas de LVRT constituídas no código de rede brasileiro.

1.3 CONTRIBUIÇÕES

As principais contribuições deste trabalho são:

- A implementação de um SGD eólico baseado em DFIG, contemplando a modelagem do sistema, o projeto dos controladores do lado da rede e do lado do rotor do gerador e o projeto do bloco de controle de LVRT;
- Análise do suporte à rede de um sistema de geração eólica baseado em DFIG, de modo a respeitar as curvas de LVRT enquanto o sistema permanece conectado;
- Desenvolvimento no ambiente de simulação do *software* PSIM, da modelagem completa do SGD eólico baseado em DFIG para avaliação de distúrbios em regime permanente e posterior avaliação do seu sistema de controle e do bloco de LVRT.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 FUNCIONAMENTO DO AEROGERADOR

Conforme apresentado em Dutra (2008), com o avanço da rede elétrica no século XX houve inúmeras pesquisas para o aproveitamento da energia eólica como fonte de energia elétrica tanto conectada à rede elétrica quanto para sistemas elétricos isolados. Enquanto os Estados Unidos promoviam o uso de aerogeradores de pequeno porte em propriedades rurais isoladas, a Rússia investia em aerogeradores de médio e grande porte conectados à rede elétrica. Não há um consenso na literatura sobre a origem exata dos cataventos, mas alguns estudos sugerem que o registro mais antigo da sua utilização foi em 915 a.C., na Pérsia (SHEPHERD, 1994). O início do uso de "cata-ventos" para geração de energia elétrica se deu em 1888 quando Charles F. Brush, um industrial voltado para eletrificação em campo, construiu o primeiro "cata-vento" destinado à geração de energia elétrica na cidade de Cleveland, que fornecia 12kW em corrente contínua para carregamento de baterias (SHEPHERD, 1994). Um dos primeiros passos no desenvolvimento de aerogeradores de grande porte para conexão com a rede elétrica foi feito na Rússia em 1931, o aerogerador Balaclava era um modelo de 100kW conectado, por uma linha de transmissão de 6,3kV de 30km, a uma usina termelétrica de 20MW (SEKTOROV, 1934). Após o fim da Segunda Guerra Mundial, o preço dos combustíveis fósseis caiu drasticamente, de uma forma geral, o petróleo e grandes usinas hidrelétricas se tornaram extremamente competitivos economicamente e os aerogeradores passaram a ser construídos apenas para fins de pesquisa (DUTRA, 2008). Durante as décadas de 1950 e 1960, a Alemanha construiu e operou um aerogerador com o maior número de inovações tecnológicas para época, criando padrões de construção e uso de materiais que abriram o caminho para como os aerogeradores mais modernos são construídos hoje em dia. As pás deste gerador eram feitas de materiais compostos (e também outras partes do aerogerador) aliviando, assim, os esforços em rolamentos, diminuindo os problemas de fadiga. Essa inovação mostrou ser muito mais eficiente comparada aos modelos até então feitos de metais (DIVONE, 1994). Na década de 1970 houve o choque do petróleo, o que alertou aos governantes, a comunidade científica e aos empresários e investidores da área de energia, o risco de ter uma matriz energética altamente baseada em combustíveis fósseis, além do mais, o aumento do preço do petróleo tornou o uso de energias alternativas competitivo (BURTON et al., 2001). Após a década de 1970, os investimentos para fins comerciais em produção de aerogeradores e sistemas de geração eólica aumentou exponencialmente (BURTON et al., 2001). Estes investimentos se refletiram em aerogeradores cada vez maiores e com maior geração de potência, saindo de aerogeradores de 20m de diâmetro do rotor e 50KW de potência, na década de 1980, até aerogeradores(*off-shore*) de 252 m de diâmetro do rotor e 16 MW de

potência(OFFSHOREWIND, 2023), na atualidade.

2.1.1 O Recurso Eólico

A superfície terrestre é aquecida não uniformemente, regiões tropicais são mais aquecidas que as regiões polares, conseqüentemente o ar quente que se encontra em baixas altitudes nas regiões tropicais tende a subir, sendo substituído por ar frio proveniente das regiões polares. O deslocamento das massas de ar determina a formação dos ventos. De acordo com Dutra (2008), aproximadamente 2% da energia solar absorvida pela terra é transformada em ventos e embora seja um pequeno percentual essa energia representa mais que uma centena de vezes a geração anual instalada nas centrais elétricas do mundo (DUTRA, 2008). As características topográficas de uma região influenciam a variação de velocidade do vento ao longo do tempo, além das variações topográficas e de rugosidade do solo, a velocidade dos ventos também varia seu comportamento com a altura (DUTRA, 2008). Ao se instalar novos parques eólicos é necessária a realização de estudos considerando todos os parâmetros regionais que influenciam nas condições dos ventos (DUTRA, 2008). Entre os principais fatores de influência estão:

- A variação da velocidade com a altura;
- A rugosidade do terreno, que é caracterizada pela vegetação, utilização da terra e construções;
- Presença de obstáculos nas redondezas;
- Relevo que pode causar efeito de aceleração ou desaceleração no escoamento do ar.

2.1.2 Energia e Potência Extraída do Vento

A energia extraída por uma turbina eólica depende da quantidade de massa (Kg) de ar que atravessa a área circular (m^2) delimitada pelas extremidades das suas pás em movimento. Para efeito de cálculo, considera-se que uma massa de ar, uniformemente distribuída com densidade volumétrica ρ (kg/m^3), atravessa transversalmente uma área circular A (m^2) com velocidade constante v (m/s). Durante um tempo t (s) o montante de ar que atravessou a seção circular de área A está contido em um cilindro com área da base A e altura dada por $h=v.t$, o volume do cilindro é dado então por:

$$Vol = A.h = Avt \quad . \quad (2.1)$$

Como o ar está uniformemente distribuído, com densidade ρ , então quantidade de massa de ar, em kg, que atravessou o referido cilindro no período t , é dada por:

$$m = \rho \cdot Vol = \rho Avt \quad . \quad (2.2)$$

A energia da quantidade de massa de ar que se movimenta a uma velocidade uniforme v (m/s) é dada por:

$$E = \frac{1}{2}mv^2 \quad . \quad (2.3)$$

Substituindo-se (2.2) em (2.3), obtém-se a expressão da energia cinética disponível para o aerogerador em um intervalo de tempo t , dada por:

$$E = \frac{1}{2}\rho Av^3t \quad . \quad (2.4)$$

A potência disponível é, então, dada por:

$$P = \frac{E}{t} = \frac{1}{2}\rho Av^3 \quad . \quad (2.5)$$

As pás do aerogerador retiram energia cinética do vento em um mecanismo físico no qual a velocidade da massa de ar é diminuída ao passar pelas pás, transformando uma parte da energia cinética da massa de ar em energia cinética rotacional das pás. A fim de definir formalmente como se dá esse mecanismo, o físico alemão Albert Betz considerou um conjunto de pás em um tubo onde V_1 representa a velocidade do vento na região anterior às pás, V_2 a velocidade do vento no nível das pás e V_3 a velocidade do vento após deixar as pás (DUTRA, 2008), conforme apresentado na Figura 2.1.

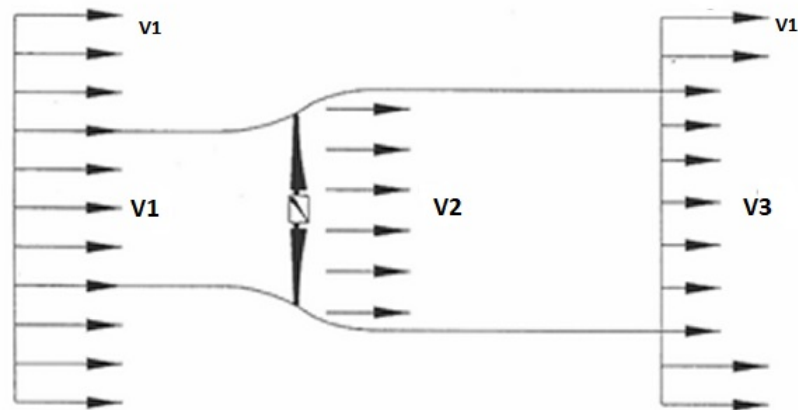
A energia cinética extraída pelas pás é a diferença entre a energia cinética da massa de ar antes das pás e após as pás:

$$E_{ex} = \frac{1}{2}m(V_1^2 - V_3^2) \quad . \quad (2.6)$$

Na Equação 2.6 a massa de ar m é dada, de acordo com a Equação 2.2, por:

$$m = \rho \cdot A \cdot V_2 \cdot t \quad . \quad (2.7)$$

Figura 2.1 – Perdas de velocidade do vento na passagem por um conjunto de pás.



Fonte: Dutra (2008).

De acordo com Dutra (2008), pelo teorema de Rankine-Froude, pode-se assumir que a relação entre as velocidades V_1 , V_2 e V_3 é dada por:

$$V_2 = \frac{V_1 + V_3}{2} \quad (2.8)$$

Substituindo-se (2.8) em (2.7) e, em seguida, (2.7), em (2.6), obtém-se:

$$\begin{aligned} E_{ex} &= \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot \left(\frac{V_1 + V_3}{2} \right) (V_1^2 - V_3^2) \cdot t = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot V_1^3 \cdot \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{(V_1 + V_3)}{V_1} \cdot \frac{(V_1^2 - V_3^2)}{V_1^2} \right] \cdot t = \\ &= \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot V_1^3 \cdot t \cdot \left[\frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{V_3}{V_1} \right) \cdot \left(1 - \left(\frac{V_3}{V_1} \right)^2 \right) \right] = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot V_1^3 \cdot t \cdot C_p \quad (2.9) \end{aligned}$$

Na Equação 2.9 o termo $\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot V_1^3 \cdot t$ é a energia cinética total da massa de ar antes de passar pelas pás, uma fração desta energia cinética é transformada em energia cinética rotacional das pás, esta fração que se transforma é denominada de coeficiente de potência da turbina eólica, referido por C_p (DUTRA, 2008):

$$C_p = \left[\frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{V_3}{V_1} \right) \cdot \left(1 - \left(\frac{V_3}{V_1} \right)^2 \right) \right] \quad (2.10)$$

A potência extraída do vento é dada, então, por:

$$P_{ex} = \frac{E_{ex}}{t} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot V_1^3 \cdot C_p \quad . \quad (2.11)$$

A fim de estabelecer a máxima fração de potência que pode ser extraída do vento, é necessário encontrar o C_p^{max} , para tanto, considera-se:

$$\eta = \frac{V_3}{V_1} \quad . \quad (2.12)$$

forma, é possível reescrever a expressão de C_p , da Equação 2.10, em função de η :

$$C_p(\eta) = \frac{1}{2} \cdot (1 + \eta) \cdot (1 - \eta^2) = \frac{1}{2} [-\eta^3 - \eta^2 + \eta + 1] \quad . \quad (2.13)$$

A fim de obter o C_p^{max} , deriva-se a expressão da Equação 2.13:

$$\frac{dC_p(\eta)}{d\eta} = \frac{1}{2} [-3\eta^2 - 2\eta + 1] \quad . \quad (2.14)$$

Fazendo $\frac{dC_p(\eta)}{d\eta} = 0$ obtém-se:

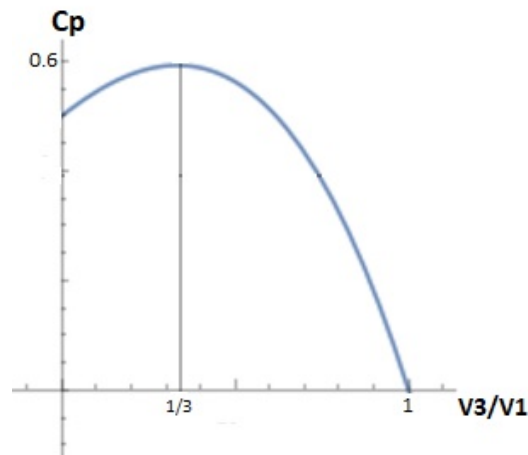
$$-3\eta_{C_p^{max}}^2 - 2\eta_{C_p^{max}} + 1 = 0 \quad . \quad (2.15)$$

$$\eta_{C_p^{max}} = \frac{2 - \sqrt{(-2)^2 - 4 \cdot (-3) \cdot 1}}{-6} = \frac{1}{3} \quad . \quad (2.16)$$

$$C_p^{max} = \frac{1}{2} (1 + \eta_{C_p^{max}}) (1 - \eta_{C_p^{max}}^2) = \frac{1}{2} (1 + \frac{1}{3}) (1 - (\frac{1}{3})^2) = 0,59 \quad . \quad (2.17)$$

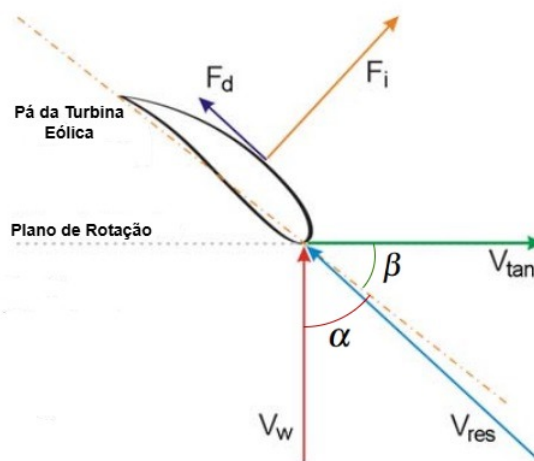
O máximo de potência que pode ser extraída da massa de ar em movimento é 59% da potência total do vento que chega às pás, esta condição é obtida quando a velocidade da massa de ar que sai das pás é 1/3 da velocidade da massa de ar que chega às pás. Como o aerogerador retira energia da massa de ar então, para este caso de estudo, sempre considera-se $0 \leq V_3 \leq V_1$. Na Figura 2.2, é apresentado o gráfico C_p em função de $\eta = \frac{V_3}{V_1}$.

Conforme apresentado em Dutra (2008), a ocorrência da condição de máxima potência dada por C_p^{max} , demonstrada acima, depende ainda do ângulo de ataque e do ângulo de passo,

Figura 2.2 – Gráfico do C_p .

em relação à massa de ar, em que as pás estão operando, estes ângulos podem ser regulados por engrenagens mecânicas controladas presentes no aerogerador. Para avaliação dos diferentes pontos de operação das pás, em relação aos ângulos citados acima, e como estes ângulos de operação interferem no C_p , é necessário realizar a análise das forças atuantes nas pás, de acordo com o diagrama de forças da Figura 2.3.

Figura 2.3 – Diagrama de forças atuantes em uma pá de aerogerador.



Fonte: Adaptado de Dutra (2008).

Na Figura 2.3 tem-se:

- F_d - Força de Arrasto;
- F_i - Força de Sustentação;
- V_w - Velocidade do Vento;

- V_{tan} - Velocidade Tangencial da Pá;
- V_{res} - Velocidade Resultante.

Na Figura 2.3, α é o ângulo de ataque e β é o ângulo de passo. A velocidade do vento em relação a pá (\vec{V}_{res}) é a subtração vetorial entre a velocidade do vento em relação a terra e a velocidade da pá em relação a terra, de acordo com a Equação 2.18.

$$\vec{V}_{res} = \vec{V}_w - \vec{V}_{tan} . \quad (2.18)$$

A força de sustentação \vec{F}_i é perpendicular a velocidade do vento em relação a pá (\vec{V}_{res}), a direção e a intensidade desta força interfere no quanto de potência, em relação a potência total do vento, pode ser extraída pela pá do aerogerador logo interfere no coeficiente de potência C_p . O vetor \vec{F}_i é dependente do ângulo de passo β e da razão (λ) entre a velocidade tangencial de rotação na ponta da pá e a velocidade do vento (V_w), de acordo com a Equação 2.19.

$$\lambda = \frac{R \cdot \omega_r}{V_w} . \quad (2.19)$$

Na Equação 2.19, tem-se:

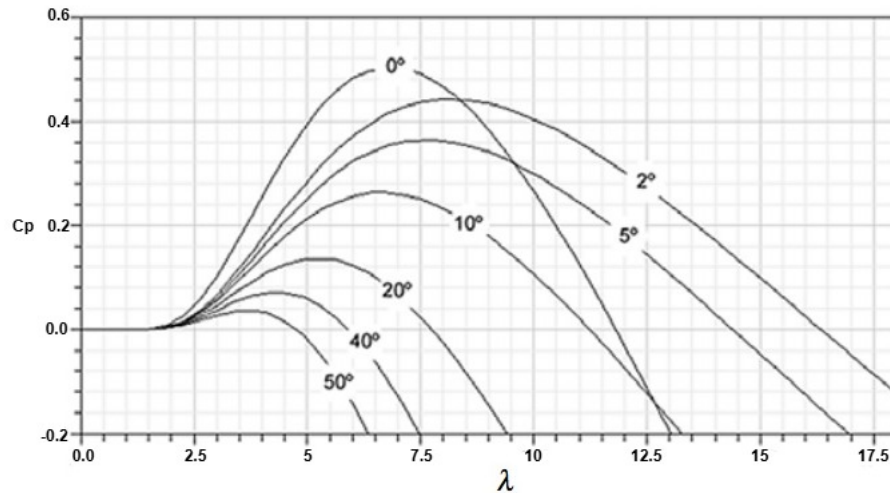
- ω_r - Velocidade angular do rotor
- R - Raio do rotor
- V_w - Velocidade do vento

A potência extraída do vento depende, agora, do ponto de operação (λ, β) em que o aerogerador se encontra e a Equação 2.11, da potência extraída, pode ser reescrita como:

$$P_{ex} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot V_w^3 \cdot C_p(\lambda, \beta) . \quad (2.20)$$

Para cada ponto de operação de ângulo de passo β , existe uma curva correspondente do coeficiente de potência em função de λ de acordo com a Figura 2.4.

Figura 2.4 – Característica $C_p(\lambda, \beta)$ traçadas em função de aproximações numéricas.

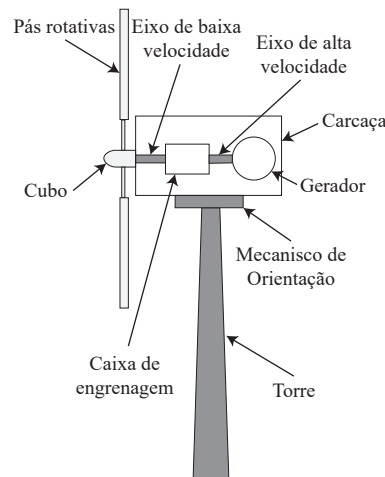


Fonte: Dutra (2008).

2.1.3 Componentes do Aerogerador

Os principais componentes de um aerogerador de eixo horizontal estão apresentados na Figura 2.5. Os aerogeradores podem ser diferenciados pela presença ou não da caixa multiplicadora e pelo tipo de gerador utilizado (convencional ou multipolos). As pás rotativas são responsáveis por extrair a energia cinética do vento transformando-a em energia cinética rotacional entregue ao eixo de baixa velocidade. As pás são fixadas através de flanges em uma estrutura metálica a frente do aerogerador denominada cubo, este elemento acomoda o mecanismo de controle do ângulo de ataque das pás, caso o aerogerador possua controle de velocidade pelo ângulo de passo. O eixo é responsável pelo acoplamento do cubo ao gerador, fazendo a transferência da energia mecânica da turbina para o gerador. A caixa multiplicadora é responsável por transmitir a energia mecânica do eixo para o gerador, adaptando a baixa velocidade angular do rotor à velocidade de rotação mais elevada dos geradores convencionais. Caso seja utilizado gerador multipolos não há necessidade da caixa de engrenagens já que este tipo de gerador apresenta uma baixa velocidade de rotação e pode ser conectado diretamente ao eixo de baixa velocidade (DUTRA, 2008). A torre posiciona o rotor a uma altura conveniente para o seu funcionamento, este é um componente de grande porte e com elevada contribuição para o custo do sistema, pode ser constituída de metal tubular ou de concreto. A torre está associada a um mecanismo de orientação que posiciona o plano rotativo das pás transversalmente à direção do vento.

Figura 2.5 – Principais componentes de uma turbina eólica de eixo horizontal.



Fonte: Lopes (2023), Adaptado de El-Sharkawi (2013).

2.2 TOPOLOGIAS DE SGD BASEADO EM GERAÇÃO EÓLICA

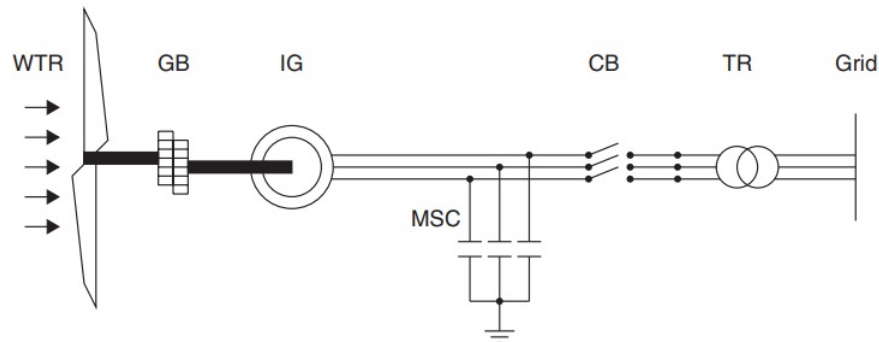
Conforme apresentado em Wu e Sun (2018), existem quatro principais topologias de SGDs baseado em geração eólica. Duas destas topologias consistem em geradores elétricos diretamente conectados à rede, essas topologias não permitem trabalhar com grandes variações de velocidade do rotor, uma das topologias, inclusive, permite apenas velocidade fixa, a qual é a topologia do tipo I, apresentada no decorrer desta seção. A segunda topologia com gerador diretamente ligado à rede, topologia do tipo II, permite apenas cerca de 10% de variação da velocidade rotórica, as topologias do tipo I e II são implementadas com gerador de indução. As outras duas topologias consistem em geradores conectados à rede por conversores de potência através do rotor ou do estator. Uma destas topologias consiste em um gerador de indução DFIG (do inglês, *Double Feed Induction Generator*) conectado à rede por um conversor de potência através do rotor, esta é a topologia do tipo III, ela permite uma amplitude de variação da velocidade de -30% à +40% (WU; SUN, 2018). Já a segunda topologia conectada à rede por conversor constitui-se de um gerador ligado à rede por um conversor de potência através do estator, esta é a topologia do tipo IV, também é considerada uma topologia de velocidade variável e nela o conversor de potência é de escala total. A topologia do tipo IV pode ser implementada tanto com gerador de indução quanto com gerador síncrono de ímã permanente ou de rotor bobinado.

2.2.1 Tipo I: Gerador de Indução Diretamente Conectado à Rede

O tipo I de SGD baseado em geração eólica emprega um gerador de indução com resistência rotórica fixa que pode ser um SCIG (do inglês, *Squirrel Cage Induction Generator*)

ou WRIG (do inglês, *Wound Rotor Induction Generator*), sendo o primeiro de gaiola de esquilo e o segundo de rotor bobinado. O diagrama do SGD do tipo I é apresentado na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo I.



Fonte: Wu e Sun (2018).

Sendo fixa a resistência rotórica do gerador de indução empregado no SGD do tipo I, o escorregamento do mesmo é o escorregamento natural (normalmente entre 1% e 2%) resultando, assim, em uma velocidade do rotor fixa e determinada pela frequência da rede (WU; SUN, 2018). O gerador de indução consome reativos logo, a fim de compensá-los, há a presença de um banco de capacitores representado na Figura 2.6 pelo MSC (do inglês, *Mechanically Switched Capacitor*). A turbina eólica representada na Figura 2.6 pelo WTR (do inglês, *Wind Turbine Rotor*) é conectada ao rotor do gerador IG (do inglês, *Induction Generator*) pela caixa de engrenagens GB (do inglês, *Gear Box*). No caso de surtos na rede o gerador é desconectado pelos CB (do inglês, *Circuit Breakers*). Ainda na Figura 2.6 TR é o transformador no PAC.

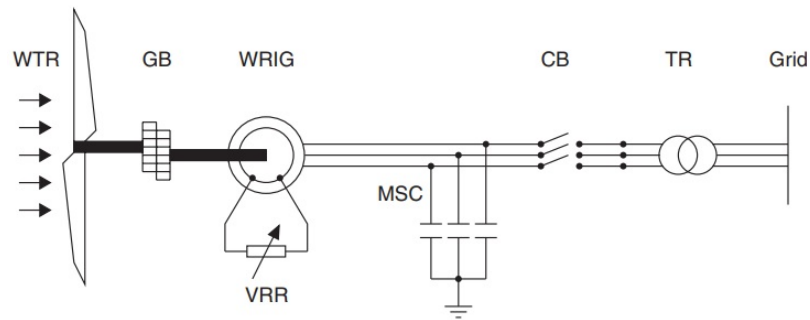
2.2.2 Tipo II: WRIG com Resistência Rotórica Variável Diretamente Conectado à Rede

O tipo II consiste em uma evolução do tipo I, o fato de empregar uma resistência rotórica variável implica em um escorregamento variável. Este gerador pode funcionar em uma faixa limitada de velocidades. Para o WRIG esta faixa gira em torno de 10% de variação em relação a velocidade nominal (WU; SUN, 2018).

2.2.3 Tipo III: DFIG com Rotor Conectado à Rede por Conversor de Potência em Escala Parcial

O SGD do tipo III emprega um gerador de indução duplamente excitado (DFIG) ligado diretamente à rede via estator e com o rotor conectado à rede por um conversor *back-to-back*. O conversor *back-to-back* consiste em dois inversores de tensão trifásicos ou VSIs (do inglês, *voltage source inverters*) conectados entre si através de um barramento CC. O princípio de funcionamento do *back-to-back*, para o SGD da Figura 2.8, consiste no VSI-ER (etapa

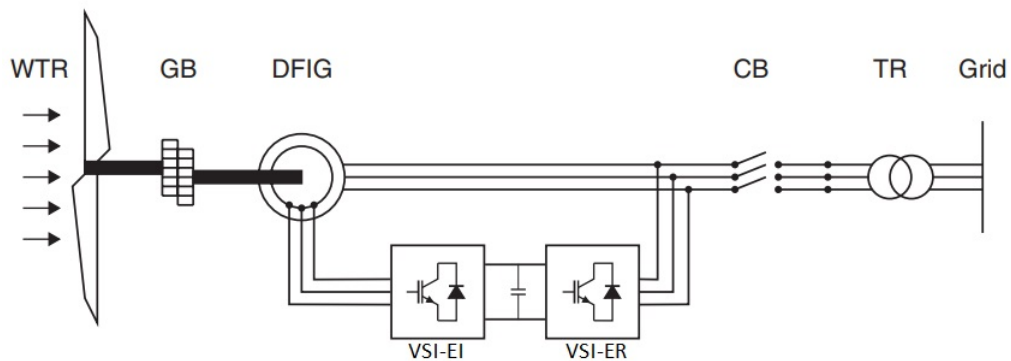
Figura 2.7 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo II.



Fonte: Wu e Sun (2018).

retificadora) convertendo as tensões trifásicas oriundas do PAC em uma tensão CC (Corrente Contínua) no barramento entre o VSI-ER e o VSI-EI. Métodos de controle do VSI-ER são implantados a fim de estabelecer uma tensão estável no barramento CC. O VSI-EI (Etapa Inversora) converte a tensão CC do barramento em tensões trifásicas que se impõem às fases do rotor do DFIG. O poder de determinar as tensões rotóricas torna factível a implementação de métodos de controle das correntes rotóricas. A partir do acoplamento magnético entre estator e rotor é possível estabelecer o controle de velocidade do DFIG propiciando-se trabalhar com este gerador em uma faixa de velocidades mais ampla de 40% de variação em torno da velocidade nominal (WU; SUN, 2018). Este tipo de SGD é o objeto de estudo presente trabalho.

Figura 2.8 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo III.



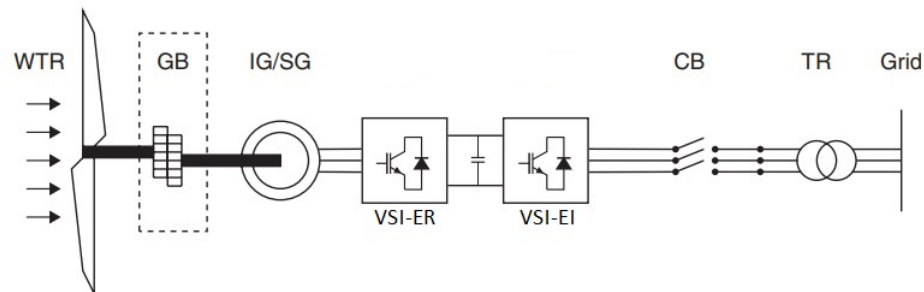
Fonte: Adaptado de Wu e Sun (2018).

2.2.4 Tipo IV: Gerador de Indução Com Estator Conectado à Rede por Conversor de Potência em Escala Total

O SGD do tipo IV emprega um gerador conectado à rede via estator por um *back-to-back* em escala total. Esta topologia aceita tanto um gerador de indução WRIG como também um gerador síncrono, se empregado um gerador síncrono este pode ser de imã permanente PMSG (do inglês, *Permanent Magnet Synchronous Generator*) ou também de rotor bobinado WRSG

(do inglês, *Wound Rotor Synchronous Generator*). Na topologia do tipo 4, a configuração com PMSG é considerada a mais promissora por não necessitar de excitação rotórica de correntes para estabelecer o campo magnético do rotor além de apresentar polos salientes, trabalhando assim em velocidades mais baixas (WU; SUN, 2018). O fato de trabalhar em velocidades mais baixas em comparação com outros tipos de geradores confere ao PMSG a vantagem de não precisar das caixas de engrenagens que ligam a turbina eólica ao rotor. Nesta topologia o conversor de potência é responsável pela compensação de reativos bem como concebe o controle necessário para trabalhar em uma ampla faixa de velocidades rotóricas. O esquema para o SGD do tipo IV está apresentado na Figura 2.9, nesta figura SG (do inglês, *Synchronous Generator*) representa o gerador síncrono.

Figura 2.9 – Diagrama do SGD baseado em geração eólica do tipo IV.



Fonte: Adaptado de Wu e Sun (2018).

2.3 DESAFIOS DA GERAÇÃO EÓLICA

De acordo com Wu e Sun (2018), dependendo da representatividade da geração de energia eólica frente ao sistema elétrico como um todo, existem desafios a serem superados nas áreas de confiabilidade do sistema e qualidade da energia elétrica. A variabilidade dos ventos implica em condições de flutuabilidade da energia entregue pelos SGDs baseados em geração eólica, se a penetrabilidade deste tipo de geração for baixa então este problema pode ser tratado de maneira equivalente a flutuações de carga no sistema, caso contrário, a alta penetração dos SGDs baseados em geração eólica na rede elétrica tende a reduzir a inércia global da rede, o que pode promover problemas de instabilidade devido às grandes variações de frequência observadas. No entanto, devido ao fato da matriz energética brasileira ser predominantemente baseada em geração hídrica, que é realizada através de geradores síncronos, os quais, por sua vez, apresentam a capacidade de manter constante a frequência da rede elétrica durante desequilíbrios, no balanço energético, o sistema elétrico nacional apresenta grande capacidade de incorporação de sistemas de geração de energia eólica.

2.3.1 Impactos na Confiabilidade do Sistema

Conforme Wu e Sun (2018) a incerteza na geração eólica traz a necessidade da presença de dispositivos de reserva operacional de energia, como banco de baterias. Para sistemas elétricos despacháveis, como os baseados em geração hídrica ou térmica, o impacto da inserção de geração eólica no sistema pode ser tratado como flutuações naturais de carga, desde que a penetrabilidade da geração eólica seja baixa. Para sistemas com maior presença de geração eólica torna-se necessário o emprego de dispositivos de armazenamento de energia. Para sistemas com representatividade de 10% de geração eólica faz-se necessário uma reserva de 3-6% de energia elétrica em relação à capacidade da planta eólica, se a penetrabilidade da geração eólica for de 20% a faixa de armazenamento requerido está entre 4-8% (WU; SUN, 2018).

2.3.2 Impactos na Estabilidade de Frequência do Sistema

Durante o funcionamento sob condições atípicas o sistema elétrico pode sofrer desvio na frequência das suas tensões e correntes em relação à frequência nominal, a depender da inércia do sistema esse desvio pode surgir em uma proporção maior ou menor. Condições atípicas acontecem quando o sistema é submetido ao comportamento não linear, como no caso de manobras em subestações ou a desconexão repentina de uma grande carga como, por exemplo, um parque industrial. Os impactos na estabilidade de frequência do sistema com a presença de um parque eólico vão depender das características do tipo de SGD empregado, topologias com gerador de indução de velocidade fixa conferem o aumento da inércia do sistema elétrico, já topologias constituídas com conversores de potência que controlam a frequência de rotação rotórica (dentro de uma certa faixa) promovem a diminuição da inércia do sistema.

2.3.3 Impactos na Estabilidade de Tensão do Sistema

Durante surtos de tensão na rede elétrica, o sistema de proteção atua no sentido de desconectar o parque eólico da rede após um tempo estipulado de tolerância que depende do tipo e da intensidade da falta. A desconexão de um parque eólico pode provocar o afundamento da tensão e da frequência do sistema elétrico, que podem chegar a patamares impraticáveis podendo ser necessário o desligamento de grande parte do sistema elétrico dependendo da inércia do sistema e da representatividade do parque eólico frente ao sistema elétrico. De acordo com Wu e Sun (2018), em virtude do grande aumento da penetrabilidade da geração baseada em energia eólica nos principais países ao redor do mundo, tornou necessário a elaboração de requisitos de FRT (do inglês, *Fault Ride Through*) pelas agências reguladoras dos países. A fim de se adequar aos requisitos de FRT, os operadores de SGDs eólicos juntamente com a comunidade científica criaram métodos através dos quais o próprio SGD tenta compensar as faltas antes que o parque eólico seja desconectado pelo sistema de proteção.

2.3.4 Impactos no Planejamento do Sistema

O aumento da representatividade de SGDs baseados em energia eólica nos sistemas elétricos ao redor do mundo traz novos desafios, principalmente porque a geração de energia eólica geralmente é postada distante dos grandes centros de consumo. Para garantir a conexão destes consumidores tão distantes da geração, uma grande infraestrutura extra de transmissão e distribuição são necessárias, além do que, devido à variabilidade da energia eólica, essa infraestrutura citada acima precisa de muito mais tecnologia e novos dispositivos para ser operada com confiabilidade, isto pode aumentar muito os custos envolvidos na inserção de parques eólicos no sistema. De acordo com Wu e Sun (2018), a solução para o futuro é a adoção de micro-redes, onde a energia gerada pelos parques eólicos é consumida localmente ou o mais próximo possível, reduzindo, assim, os custos com linhas de transmissão extras, possuindo aparato auxiliar altamente tecnológico.

2.4 REQUISITOS OPERACIONAIS PARA SGD BASEADO EM ENERGIA EÓLICA

A penetrabilidade dos SGDs baseados em geração eólica frente ao sistema elétrico dos países tem alcançado patamares bastante representativos na atualidade, visto isso, fez-se necessário o estabelecimento de requisitos de operação visando mitigar os impactos da inserção de parques eólicos ao sistema elétrico dos países. Conforme apresentado em Wu e Sun (2018), antigamente em casos de distúrbios mais severos na rede, que impossibilitassem a operacionalização do SGD, o mesmo era desconectado do sistema elétrico, porém, com o aumento da capacidade instalada de parques eólicos, o sistema elétrico tende a não ser capaz de suplantar os distúrbios provenientes das manobras de desconexão dos mesmos. A fim de contornar este problema, os países ao redor do mundo instituíram a necessidade do próprio SGD baseado em geração eólica ser capaz de, até certo ponto, regular sua própria tensão e frequência no PAC a fim de evitar a desconexão. Estes países instituíram, então, requisitos para operação de SGDs baseados em geração eólica em condições de regime permanente e em condições de falta temporária e falta permanente. Estes requisitos de operação são incorporados aos códigos de rede de cada país e cada país deve adotar seus próprios requisitos de acordo com as características específicas de seu sistema elétrico.

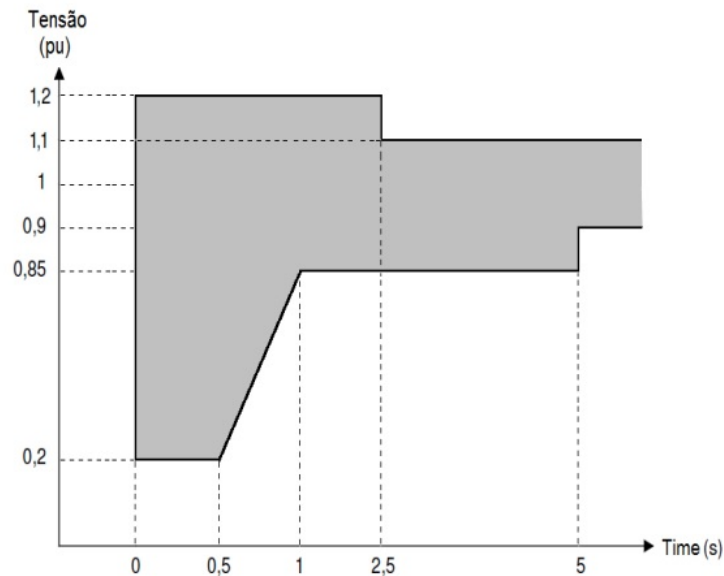
Tal como citado anteriormente na seção 2.3, a variação dos ventos implica em condições de fluatibilidade da energia entregue pelo SGD ao PAC que, aliado a condições de alta penetrabilidade deste tipo de SGD no sistema elétrico, acaba gerando redução da inércia do sistema ocasionando possíveis variações na frequência de operação e fluatibilidade da tensão, além

deste fato, a eminente presença de conversores chaveados em SGD's baseados em geração eólica promove a degradação da qualidade da energia do sistema já que a operação de chaveamento gera componentes elétricas em alta frequência que são transmitidas ao sistema elétrico. Estas condições de variação da frequência de operação, fluuabilidade de tensão e de distorção das formas de onda das tensões e correntes do sistema elétrico, são um ponto-chave para a operação do mesmo, caso algumas destas condições exceda seu limite máximo permitido haverá a atuação dos sistemas de proteção ocasionando até mesmo a desconexão de partes do sistema elétrico. No Brasil, o ONS (Operador Nacional do Sistema) estabelece parâmetros rígidos quanto aos problemas citados acima determinando, no submódulo 3.6 dos procedimentos de rede (ONS, 2019), limites máximos de variação em relação às condições nominais, sob regime permanente.

Ainda no mesmo propósito de garantir a estabilidade do sistema elétrico foi detectado a necessidade de autorregulação da tensão de terminal por parte dos parques eólicos em condições de surtos de tensão em regime transitório ou estacionário, evitando assim a desconexão do parque eólico em condições de surtos de tensão na rede. De acordo com o artigo de DIN et al. (2019), o primeiro país a estabelecer requisitos para regulação da tensão em casos de falta foi a Alemanha em 2003, através do operador de transmissão elétrica alemão, desde então os pesquisadores da área têm desenvolvido inúmeros métodos de controle e topologias de SGD com este propósito. A capacidade do SGD de autorregular sua tensão no PAC durante surtos de tensão e até mesmo regular grandezas eletromagnéticas internas ao SGD, com intuito de evitar a desconexão do mesmo em situação de falta, foi convencionalizada na comunidade científica como LVRT (do inglês, *Low Voltage Ride Trough*) ou FRT (do inglês, *Fault Ride Trough*). Na atualidade, todos os países que empregam energia eólica em grande escala em sua matriz energética possuem requisitos de LVRT em seus códigos de rede, estes requisitos estipulam o tempo que o SGD pode permanecer conectado em cada faixa de valores de sub-tensão/sobre-tensão, em condição de falta. No Brasil, o ONS estabelece, em seus procedimentos de rede no submódulo 3.6 (ONS, 2019), uma curva de LVRT - Tensão(pu)xTempo(s) - a qual determina o tempo até o desligamento para cada faixa de tensão. A curva de LVRT para o Brasil está apresentada na Figura 2.10.

Figura 2.10, a região em cinza é a região no espaço Tensão(pu)xTempo(s) na qual o SGD pode permanecer conectado. Acima de 1,2pu ou abaixo de 0,2pu o SGD precisa ser desconectado instantaneamente, entre 1,1pu e 1,2pu, o sistema pode permanecer conectado durante 2,5s, entre 0,85pu e 0,92pu, o sistema permanecer conectado durante 5s e entre 0,2pu e 0,85pu, o tempo que o sistema pode permanecer conectado depende da própria tensão em pu de acordo com a seguinte equação: $T_{(s)} = 0,77.V_{(pu)} + 0,34$. A faixa de operação normal em que o SGD pode permanecer conectado indiscriminadamente vai de 0,92pu a 1,1pu.

Figura 2.10 – Curva LVRT no Brasil.



Fonte: ONS (2019)- Procedimentos de rede, submódulo 3.6.

O SGD proposto no presente trabalho é baseado em gerador DFIG duplamente excitado: estator conectado diretamente à rede e rotor conectado à rede através de conversor *back-to-back*. Em consonância com DIN et al. (2019), topologias de SGD baseadas em DFIG duplamente excitado são especialmente deficitárias na sua capacidade natural de LVRT devido à conexão direta do seu estator com a rede, gerando forças eletromotrizes no rotor que ultrapassam muito a tensão do barramento CC do *back-to-back* em condições de surtos mais severos de tensão na rede. Devido a este fato, é notável que durante faltas severas o controle dos conversores chaveados do *back-to-back* não seja possível, fazendo o SGD entrar em situação de instabilidade proporcionando assim a desconexão do SGD da rede. Neste trabalho é demonstrado um método de controle com capacidade LVRT capaz de reverter, até certo ponto, surtos de tensão no PAC. Este método opera controlando a potência ativa e reativa entregues pelo estator da máquina ao PAC, em condições de surtos de tensão.

2.5 REQUISITOS OPERACIONAIS EM REGIME ESTACIONÁRIO

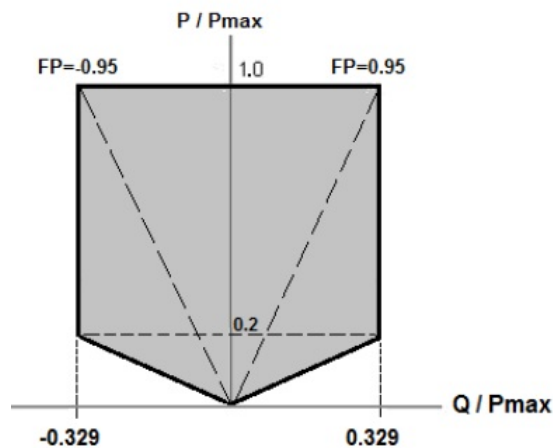
A fim de obter a mitigação dos problemas citados na seção 2.3 e seção 2.4, os SGDs baseados em energia eólica devem ser capazes de regular sua tensão e sua frequência em condições normais de funcionamento, os requisitos de operação são especificados no PAC. Os requisitos em regime permanente englobam requisitos de fator de potência, requisitos de faixa operacional de tensão, faixa operacional de frequência e qualidade da energia.

2.5.1 Requisitos de Potência Reativa e Fator de Potência

De acordo com Wu e Sun (2018), os requisitos de potência reativa e fator de potência abrangem a capacidade de transferência de potência reativa do SGD em faixas de tensão específicas no PAC em regime permanente. Os requisitos de potência reativa e fator de potência são similares em diferentes códigos de rede nos diversos países. Além dos requisitos de fator de potência existem os requisitos de potência reativa que abrangem o valor percentual de potência reativa em relação à potência total que o SGD deve ser capaz de transferir/consumir em diferentes faixas de potência ativa (WU; SUN, 2018).

No Brasil, o ONS (2019) estabelece os requisitos de fator de potência e de potência reativa para SGDs baseados em energia renovável nos seus procedimentos de rede (submódulo 3.6). O requisito de fator de potência está englobado em um gráfico apresentado na Figura 2.11, nesta figura a região em cinza é a região de operação no espaço PXQ (potência ativa x potência reativa) permitida em que o sistema opere. Este parâmetro de operação garante fator de potência próximo a 0,95 (indutivo ou capacitivo) quando a potência ativa se aproxima da potência nominal. O ONS (2019), ainda estabelece o requisito de potência reativa, devendo a mesma ser garantida numa dada faixa operativa de tensões, conforme a característica definida na figura Figura 2.12.

Figura 2.11 – Requisito de fator de potência no Brasil.

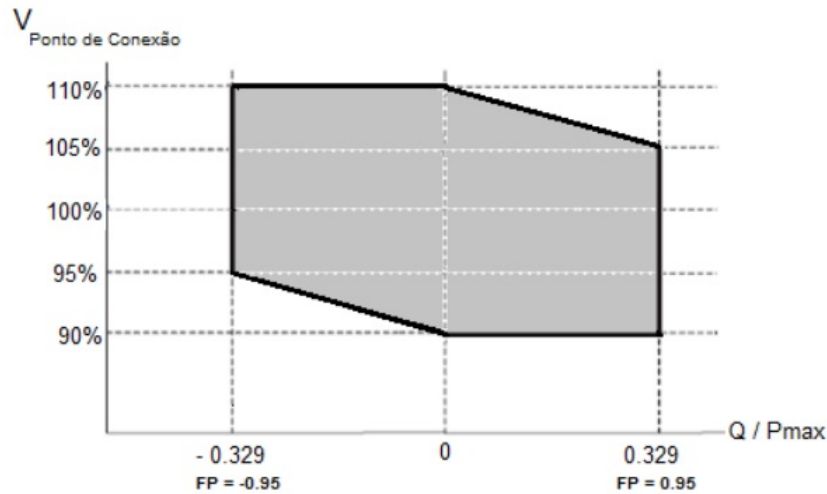


Fonte: ONS (2019)- Procedimentos de rede, submódulo 3.6.

2.5.2 Faixa Operacional de Tensão

Este requisito determina qual o desvio percentual em torno da tensão nominal em que o sistema pode operar em condições normais de funcionamento em regime permanente, este desvio percentual depende do valor da tensão nominal no ponto de acoplamento do sistema. No Brasil, o ONS (2019) determina, nos seus procedimentos de rede, submódulo 3.6, que a tensão em operação normal em regime permanente não deve ter variação superior a 5% em torno da tensão nominal, no PAC.

Figura 2.12 – Requisito de potência reativa no Brasil.



Fonte: ONS (2019)- Procedimentos de rede, submódulo 3.6.

2.5.3 Faixa Operacional de Frequência

Este requisito determina qual o desvio percentual em torno da frequência nominal (60Hz) em que o sistema pode operar em regime permanente. No Brasil, o (ONS, 2019) determina, em seus procedimentos de rede, submódulo 3.6, o requisito de faixa operacional de frequência de acordo com a Figura 2.13.

Figura 2.13 – Requisito de faixa operacional de frequência no Brasil

Requisitos Mínimos para operação em regime de frequência não-nominal:

- (a) Desligamento instantâneo permitido para operação abaixo de 56 Hz.
- (b) Operação abaixo de 58,5 Hz por tempo mínimo de 20 segundos.
- (c) Operação entre 58,5 e 62,5 Hz por tempo ilimitado.
- (d) Operação acima de 62,5 Hz por tempo mínimo de 10 segundos (1).
- (e) Desligamento instantâneo permitido para operação acima de 63 Hz.

Fonte: ONS (2019)- Procedimentos de rede, submódulo 3.6.

2.5.4 Requisitos de Qualidade da Energia

Devido à variabilidade dos ventos, SGDs baseados em geração eólica possuem um perfil oscilatório de potência. Este perfil oscilatório pode causar a flutuações incluindo variações rápidas de tensão no PAC e cintilação. Outro fator degradante da qualidade da energia é a presença de conversores de potência chaveados, estes conversores inserem componentes de tensão e corrente

em alta frequência no sistema elétrico, além do mais, a presença de compensadores de reativos podem produzir componentes harmônicas em frequências múltiplas da frequência nominal do sistema. Os operadores dos sistemas elétricos dos países ao redor do mundo instituíram requisitos de operação visando limitar as condições citadas acima. De acordo com Wu e Sun (2018), são criados parâmetros de medida para as seguintes categorias de fenômeno:

- Flutuações de tensão;
- Correntes e tensões em alta frequência;
- Componentes harmônicas.

Para a aferição de desvios rápidos de tensão são estabelecidos dois principais índices. Estes índices são compostos pelas seguintes grandezas do SGD:

- V_0 : Tensão nominal do sistema;
- $V_{estacionaria}$: Tensão do sistema quando a variação de tensão é inferior a 0,5% em 1s;
- ΔV_{max} : Valor absoluto da máxima variação de tensão em relação a V_0 .
- $\Delta V_{estacionaria}$: $V_{estacionaria} - V_0$

A partir das grandezas acima são estabelecidos dois índices, $\% \Delta V_{estacionario}$ e $\% \Delta V_{max}$:

$$\% \Delta V_{estacionario} = \left| 100 \times \frac{\Delta V_{estacionaria}}{V_0} \right|. \quad (2.21)$$

$$\% \Delta V_{max} = 100 \times \frac{\Delta V_{max}}{V_0}. \quad (2.22)$$

Os índices da Equação 2.21 e da Equação 2.22 são atualizados a cada metade de um ciclo da frequência fundamental da rede.

O principal índice para medição do nível de distorção harmônica do SGD é a Taxa de distorção harmônica-THD(do inglês, *Total Harmonic Distortion*)-. A taxa de distorção harmônica utiliza a expansão da tensão periódica do SGD como soma de senoides na frequência nominal (fundamental) e nas frequências múltiplas inteiras da frequência nominal do sistema, na forma: $V_1 \cos(\omega t + \phi_1) + V_2 \cos(2\omega t + \phi_2) + V_3 \cos(3\omega t + \phi_3) + \dots$. Através do espectro de Fourier é

possível estabelecer qual a amplitude rms de cada componente senoidal na soma descrita acima e o THD é dado por:

$$THD = \frac{\sqrt{V_{2,rms}^2 + V_{3,rms}^2 + V_{3,rms}^2 + \dots}}{V_{1,rms}} \quad (2.23)$$

Geralmente o limite de THD estabelecido nos códigos de rede dos países está em torno de 5%.

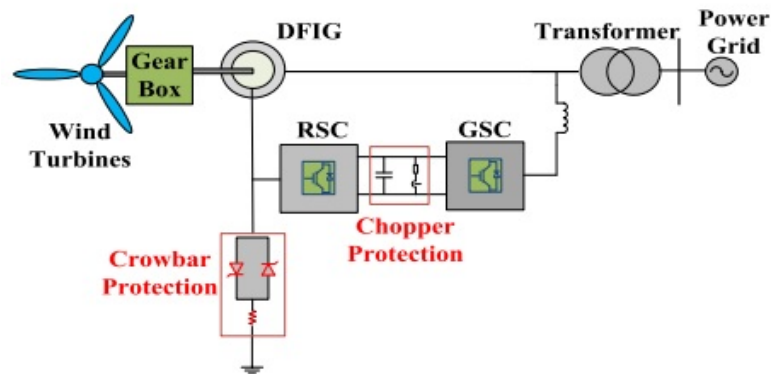
2.6 REQUISITOS OPERACIONAIS EM CONDIÇÕES DE SUB-TENSÃO E SOBRE-TENSÃO - LVRT

O SGD aqui proposto é baseado em gerador de indução duplamente excitado, este tipo de gerador é sensível a surtos na rede. De acordo com Ren et al. (2021), sob condições de sub-tensão, este gerador induz uma série de respostas eletromagnéticas, incluindo sobre-correntes nos enrolamentos do estator e do rotor, sobre-tensão no barramento CC entre os inversores do conversor *back-to-back* e oscilação de torque. Caso alguma destas grandezas citadas acima exceda seu valor limite especificado, haverá danos nos conversores, além do que a condição de falta do próprio gerador propicia a degradação da segurança e da estabilidade do sistema de potência na região do SGD. No artigo de LIU et al. (2021), é abordado que a flexibilidade da operação, a segurança e a estabilidade dos parques eólicos, são afetados pelas características especiais em regime transitório do DFIG. Aperfeiçoar a capacidade LVRT dos SGDs bem como estudar a performance em regime transitório do DFIG, têm tido a atenção dos pesquisadores. Duas vertentes de métodos LVRT podem ser catalogadas, alguns estudos propõem métodos de controle aperfeiçoados sem a adição de circuitos ou *hardware* auxiliar ao SGD, outros estudos empregam *hardware* e circuitos eletrônicos adicionais a fim de aprimorar a capacidade LVRT do SGD baseado em DFIG.

Os métodos de LVRT mais básicos empregam o BC (do inglês, *Breaking Chopper*). O Breaking Chopper nada mais é que uma chave associada a um resistor responsável por desconectar o gerador do PAC em caso de sub-tensão ou sobretensão que excedam os limites pré-determinados pelo código de rede do país. O BC é posicionado em paralelo com o barramento CC do conversor *back-to-back*, desta forma, ao ligar a chave, a potência ativa do gerador DFIG é dissipada pelo resistor associado a chave. Outra forma básica de proteção do SGD é o CCP (do inglês, *Crowbar Protection*) que consiste em dois diodos Zener, anti-paralelos, associados a um resistor e ligados ao rotor do gerador, este dispositivo curto-circuita o enrolamentos do rotor do gerador em caso de falta no PAC. Estas proteções são geralmente projetadas individualmente.

No artigo de LIU et al. (2021), é proposto um método de LVRT coordenando as duas proteções, BC e CCP, citadas acima. Na figura Figura 2.14 é apresentado o diagrama simplificado para o método LVRT com BC e CCP coordenados. Neste trabalho o autor propôs um novo método de operação do CCP, criando um critério que analisa a relação entre a corrente rotórica, a tensão do barramento CC do *back-to-back* e a tensão terminal de pós-falta do DFIG, de acordo com a severidade da falta apenas o CCP ou o CCP e o BC atuam.

Figura 2.14 – Diagrama do SGD com LVRT coordenando CCP e BC.



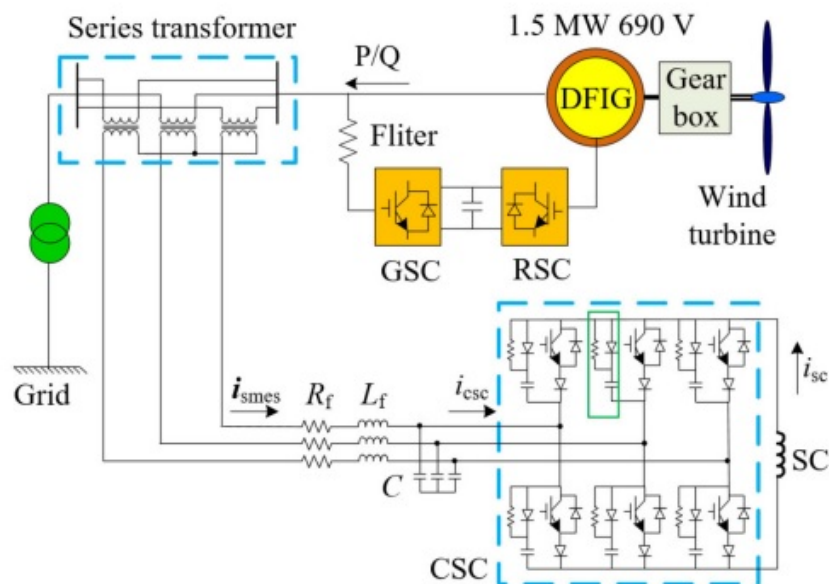
Fonte: LIU et al. (2021).

Dentro da categoria de método LVRT sem adição de hardware auxiliar, o artigo de Yao et al. (2020) propõe um modelo de análise em espaço de estados para pequenos sinais a fim de estabelecer o controle adequado dos conversores do *back-to-back* em condições de sub-tensão. O método de controle proposto leva em consideração que os polos dominantes instáveis dependem do SRF-PLL (do inglês, *Synchronous Reference Frame Phase-Locked-Loop*), e que durante a falta a largura de banda do controlador em condições de regime estacionário não é suficiente para manter o sistema em condições operacionais. Os autores determinam o método LVRT aperfeiçoado sob dois aspectos: injeção de corrente ativa ou diminuição da largura de banda do SRF-PLL a fim de aumentar a estabilidade de pequenos sinais do sistema. Ainda na categoria de método LVRT sem adição de hardware auxiliar, o artigo de Zhu et al. (2015) propõe uma estratégia de controle que utiliza um método de amortecimento virtual baseado em fluxo. Durante estados transientes de falta, incluindo queda e recuperação de tensão no PAC, a estratégia de amortecimento virtual baseada em fluxo é capaz de suprimir as sobre-correntes nos enrolamentos do rotor, resultando em um torque eletromagnético suave. Durante faltas assimétricas em regime permanente, é adotada uma compensação de corrente de sequência negativa a fim de obter torque suave e evitar alta absorção de potência reativa. Em condição de falta simétrica em regime permanente, é utilizado o controle vetorial convencional para injetar potência reativa no PAC a fim de manter a tensão. Ainda de acordo com Zhu et al. (2015), o processo de falta consiste em dois estados: a falta transiente e a falta em regime permanente. Os dois regimes atuam de maneira paralela, mas naturalmente a falta em regime transiente é amortecida, ficando apenas a falta em regime permanente. O método de controle por amortecimento virtual baseado em fluxo,

proposto em Zhu et al. (2015), melhora a capacidade do SGD de amortecer o fluxo transiente e também diminuir o tempo de regime transiente.

Dentre a categoria de métodos LVRT com adição de hardware auxiliar, se destacam os métodos que utilizam dispositivos de armazenamento para possibilitar a transferência de potência ativa e reativa entre o SGD e o PAC em condição de falta, estes dispositivos podem estar conectados tanto ao estator quanto ao rotor do DFIG. Os dispositivos de armazenamento citados acima podem ser de armazenamento em tensão ou em corrente. Dentre os métodos de LVRT com adoção de dispositivo de armazenamento em corrente ligado ao estator, o artigo de Ren et al. (2021) emprega um dispositivo de armazenamento de energia magnética supercondutivo SMES (do inglês, *Superconducting Magnetic Energy Storage*) onde é associado a um conversor de corrente CSC (do inglês, *Current Source Converter*). De acordo com Ren et al. (2021), o fator determinante para a capacidade LVRT de um SGD são as sobre-correntes do DFIG em condições de falta, portanto limitar estas sobre-correntes são a chave para construção de topologias de LVRT. Baseado na característica de controlabilidade da corrente do SMES e utilizando o princípio magnético do transformador, o SMES apresentará uma impedância dinâmica utilizada para limitar as sobrecorrentes do DFIG em situação de falta no PAC estando assim habilitado para o esquema do limitador de corrente empregado no SGD proposto. O diagrama simplificado do SGD proposto em Ren et al. (2021) está apresentado na Figura 2.15.

Figura 2.15 – SGD eólico com dispositivo de armazenamento ligado ao estator.

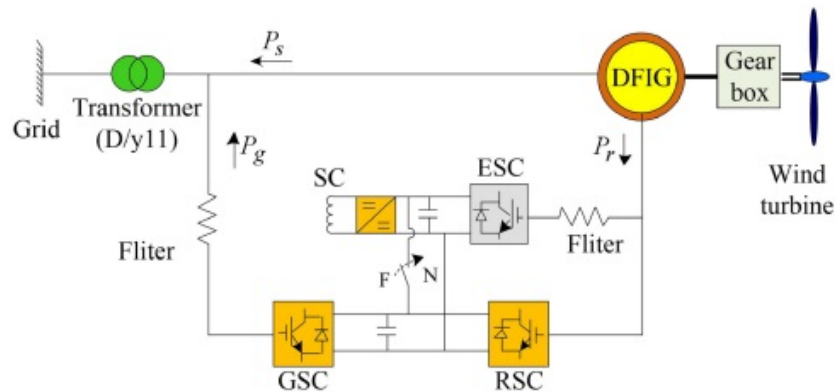


Fonte: Ren et al. (2021).

Outro método de LVRT para SGD baseado em DFIG empregando dispositivo de armazenamento em corrente SMES, só que desta vez ligado do lado do rotor, é proposto no

artigo de Xiao et al. (2019). Nesta topologia de SGD, o dispositivo de armazenamento SMES é conectado em paralelo com os enrolamentos do rotor do DFIG por um chopper CC associado a um conversor de armazenamento de energia ESC (do inglês, *Energy Storage Converter*), este arranjo é conectado em paralelo com o barramento CC do conversor *back-to-back*, de acordo com a Figura 2.16.

Figura 2.16 – SGD eólico com dispositivo de armazenamento conectado no barramento CC do *back to back* .

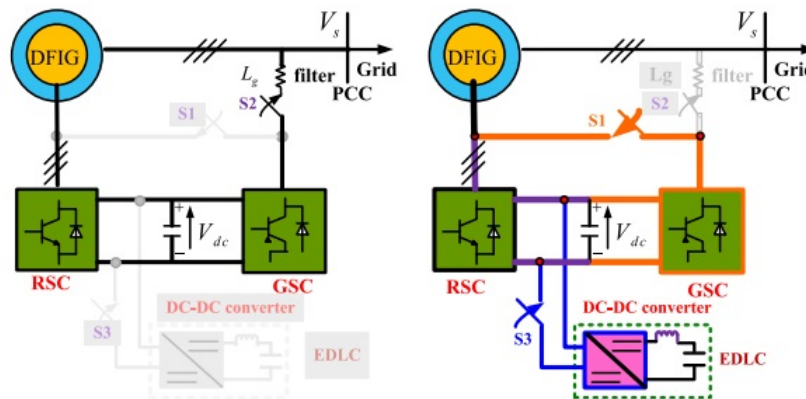


Fonte: Xiao et al. (2019).

Em condições normais de operação o SMES escoas as perturbações elétricas via o *chopper* CC suavizando a saída de potência ativa para o PAC. Durante condições transientes de falta, o caminho de derivação entre o barramento CC do *back-to-back* e o conversor de armazenamento de energia é cortado, nestas codições o controle do ESC envia sinais de referência de corrente desmagnetizante e o conversor do lado do rotor RSC (do inglês, *Rotor Side Converter*) é setado com sinais de referência de potência reativa. Esses dois conversores provêm tanto correntes de desmagnetização quanto correntes reativas para o rotor do DFIG, a corrente de desmagnetização promove a redução das sobre-tensões e sobre-correntes nos terminais do rotor enquanto a corrente reativa promove a injeção de potência reativa adequada à sustentação da tensão no PAC em condições de falta. O artigo de Shen et al. (2015) utiliza o mesmo princípio de impor ao rotor correntes de desmagnetização e correntes reativas em condições transientes de falta. Neste artigo é proposto um método de LVRT para SGD baseado em DFIG utilizando banco de capacitores elétricos de duas camadas EDLC (do inglês, *Electric Double Layer Capacitors*) como dispositivo de armazenamento em tensão do lado do rotor. No artigo de Shen et al. (2015), o EDLC é empregado em paralelo com o barramento CC do *back-to-back*, a estratégia deste método consiste em promover a reconfiguração da topologia do SGD em condições transientes de falta. As topologias em condição normal de operação e em condição transiente de falta estão apresentadas na Figura 2.17.

Durante a falta, o conversor do *back-to-back* do lado do PAC, o GSC (do inglês, *Grid Side Converter*), é desconectado do PAC pela abertura da chave S2 e ligado ao rotor em

Figura 2.17 – SGD eólico com dispositivo de armazenamento e conexão dinâmica do GSC ao rotor.



Fonte: Shen et al. (2015).

paralelo com o conversor do *back-to-back* do lado do rotor, o RSC, oferecendo assim um caminho adicional para as sobre-correntes do rotor em condições transitientes de falta e o EDLC é responsável, através do conversor CC, por manter a tensão do barramento CC do *back-to-back*. Durante a falta o GSC e o RSC são comandados, em paralelo, para fornecer correntes de desmagnetização que reduzem as componentes CC e componentes de sequência negativa de fluxo estatórico e também fornece correntes reativas que levam ao estator injetar potência reativa no PAC a fim de manter o nível de tensão do mesmo.

No presente trabalho é implementado um SGD eólico baseado em DFIG com capacidade LVRT. O bloco de controle do LVRT é implementado através do controle das correntes rotóricas do DFIG no referencial vetor fluxo estatórico. Neste referencial a potência reativa injetada na rede é função da corrente rotórica de eixo direto e a potência ativa é função da corrente rotórica de eixo em quadratura. Em condições de subtensão, o bloco de controle do LVRT gera uma referência crescente de corrente rotórica de eixo direto com intuito de aumentar a potência reativa injetada na rede, propiciando o aumento da tensão no PAC. Em condições de sobretensão, o bloco de controle do LVRT gera uma referência decrescente de corrente rotórica de eixo em quadratura com intuito de diminuir a potência reativa injetada na rede, propiciando a diminuição da tensão no PAC. Em casos de sobretensão onde a diminuição da potência reativa injetada na rede não seja suficiente para reverter a sobretensão, o bloco de controle do LVRT manda uma referência decrescente de potência ativa para o controlador de potência ativa estatórica do gerador. A diminuição da potência ativa injetada na rede ocasiona uma atenuação extra da sobretensão.

2.7 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Neste capítulo, é discutido o contexto histórico do desenvolvimento dos aerogeradores, também é realizada a análise das principais características do recurso eólico e das principais topologias de SGD baseado em geração eólica. É realizada a descrição dos elementos necessários de um sistema de geração eólica, como exemplo, geradores e conversores usados. Os requisitos operacionais para sistemas de geração eólica são apresentados dando ênfase aos requisitos de LVRT e aos métodos utilizados pelos sistemas de geração eólica a fim de implementar a capacidade de LVRT. Também é realizado um comparativo entre métodos de implementação do LVRT existentes na literatura científica.

3 DESCRIÇÃO E MODELAGEM DO SISTEMA

A fim de conectar o SGD(Sistema de Geração Distribuída) à rede elétrica, é necessário controlar vários parâmetros inerentes ao sistema, tais como: velocidade de rotação do rotor do gerador, tensões e correntes nos terminais do estator e do rotor do gerador, tensões e correntes nos terminais de entrada e saída do conversor de potência, etc. É importante realizar a modelagem dos componentes do sistema para que se possa estabelecer a integração entre eles, propondo um método de controle dos parâmetros do sistema que possibilite o funcionamento do mesmo dentro dos requisitos pré-estabelecidos. As funções de transferência utilizadas no sistema de controle são obtidas a partir da modelagem dos componentes do sistema. Neste capítulo são apresentadas ferramentas de modelagem bem como as próprias modelagens dos componentes do sistema. Este capítulo se divide em:

- Transformações entre referenciais trifásicos e bifásicos;
- Modelagem da planta de corrente de entrada no VSI-ER(do inglês, *Voltage Source Inverter-Etapa Retificadora*);
- Modelagem da planta de tensão do barramento CC;
- Modelagem da máquina de indução;
- Modelagem da planta de corrente rotórica da máquina de indução;
- Modelagem das plantas de potência, ativa e reativa, injetadas pela máquina de indução.

3.1 DESCRIÇÃO DO SISTEMA

O esquema elétrico do SGD trifásico utilizado nesse trabalho é apresentado na Figura 3.1. A turbina eólica é conectada ao eixo do DFIG(do inglês, *Double Feed Induction Generator*) por meio de uma caixa de engrenagens que conecta o eixo de baixa velocidade da turbina com o eixo de alta velocidade do gerador. Um conversor CA/CA do tipo *back-to-back* é utilizado para converter a tensão CA(Corrente Alternada) do PAC(Ponto de Acoplamento Comum) em uma tensão CA com frequência e amplitude variáveis para que a potência fornecida à rede elétrica seja controlada através das correntes rotóricas do DFIG. O DFIG fornece as tensões trifásicas v_{abc_s} e correntes trifásicas i_{abc_s} para o PAC. O conversor *back-to-back* é composto por dois conversores trifásicos de meia ponte, os dois conversores são conectados via um

banco de capacitores denominado de barramento CC (Corrente Contínua). O primeiro conversor (VSI-ER) realiza a retificação da tensão CA do PAC, controlando a tensão do barramento CC, o segundo, VSI-EI(do inglês, *Voltage Source Inverter*-Etapa Inversora), realiza a conversão da tensão do barramento CC em tensões CA do rotor do DFIG, promovendo o controle das correntes i_{abcr} do rotor da máquina. O SGD é conectado ao PAC por meio de um filtro LCL (Indutivo Capacitivo Indutivo). A função desse filtro é atenuar componentes de alta frequência geradas pelo *back-to-back* devido ao processo de chaveamento do conversor. A rede elétrica é representada pelo modelo equivalente de Thévenin composta por uma fonte de tensão ideal e_{abc} e uma impedância RL em série que representa a impedância interna da rede elétrica. O resistor r_{BC} é responsável por dissipar a potência ativa em caso de subtensão ou sobretensão que haja necessidade de desconectar o SGD da rede. A chave q_{BC} é acionada pelo bloco de LVRT(do inglês, *Low Voltage Ride Troghth*) quando se faz necessário utilizar r_{BC} para dissipar a potência ativa.

3.2 TRANSFORMAÇÕES ENTRE REFERENCIAIS TRIFÁSICOS E BIFÁSICOS

Os enrolamentos do estator e do rotor do DFIG são trifásicos, é possível representar vetorialmente um conjunto de grandezas trifásicas em um sistema de 3 eixos simetricamente dispostos em um plano(separados angularmente por 120°), de acordo com a Figura 3.2.

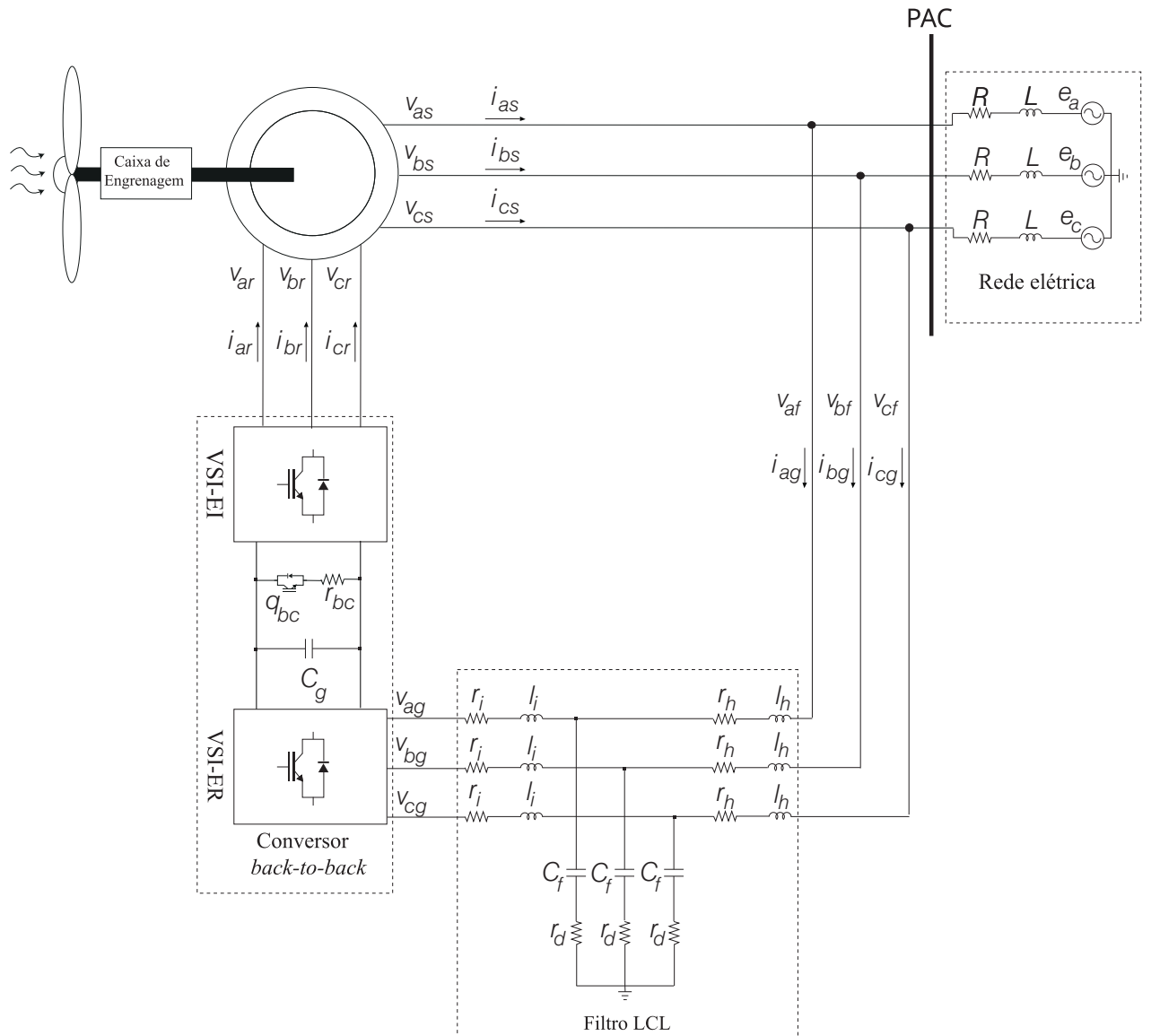
As tensões vetoriais $\vec{v}_{[abc]}$, da Figura 3.2, representam, para cada fase, o vetor com módulo igual ao valor instantâneo da tensão na respectiva fase e na direção do seu eixo magnético, como ilustrado na Figura 3.2. Assim como a tensão, as correntes e fluxos trifásicos de fase também podem ser representados, analogamente, por um conjunto de 3 vetores. No caso de tensões senoidais simétricas e equilibradas entre as fases, a soma vetorial dos três vetores espaciais de tensão de fase resulta no vetor campo girante \vec{V}_{abc} , da Equação 3.1.

$$\vec{V}_{abc} = \vec{v}_a + \vec{v}_b + \vec{v}_c. \quad (3.1)$$

A fim de determinar o vetor \vec{V}_{abc} , considera-se a Figura 3.3. Nesta figura é apresentada a decomposição dos vetores unitários dos eixos trifásicos $S_{[abc]}$, da Figura 3.2, em um referencial cartesiano ortogonal.

Na Figura 3.3, $\vec{u}_{[abc]}$ são os vetores unitários na direção dos eixos $S_{[abc]}$ e $\vec{u}_{[xy]}$ são os vetores unitários na direção dos eixos ortogonais XY. A partir da decomposição vetorial exposta na Figura 3.3, é possível escrever os vetores $\vec{u}_{[abc]}$ em função dos vetores $\vec{u}_{[xy]}$:

Figura 3.1 – Descrição do SGD implementado no trabalho.



Fonte: Adaptado de Lopes (2023)

$$\vec{u}_a = \vec{u}_x, \quad (3.2)$$

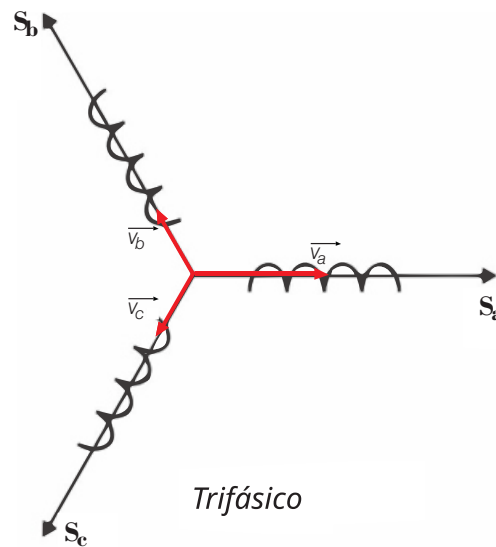
$$\vec{u}_b = \cos(120^\circ)\vec{u}_x + \sin(120^\circ)\vec{u}_y = -\frac{1}{2}\vec{u}_x + \frac{\sqrt{3}}{2}\vec{u}_y, \quad (3.3)$$

e

$$\vec{u}_c = \cos(-120^\circ)\vec{u}_x + \sin(-120^\circ)\vec{u}_y = -\frac{1}{2}\vec{u}_x - \frac{\sqrt{3}}{2}\vec{u}_y. \quad (3.4)$$

No caso de grandezas trifásicas simétricas e equilibradas, é possível escrever as tensões de fase como:

Figura 3.2 – Sistema de referencial trifásico.



$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V \cos(\omega.t + \alpha_v) \\ V \cos(\omega.t + \alpha_v - 120^\circ) \\ V \cos(\omega.t + \alpha_v + 120^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.5)$$

Desta forma os vetores $\vec{v}_{[abc]}$, da Figura 3.2, são dados em função de $\vec{u}_{[abc]}$, por:

$$\begin{bmatrix} \vec{v}_a \\ \vec{v}_b \\ \vec{v}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_a \\ V \cos(\omega.t + \alpha_v - 120^\circ) \cdot \vec{u}_b \\ V \cos(\omega.t + \alpha_v + 120^\circ) \cdot \vec{u}_c \end{bmatrix}. \quad (3.6)$$

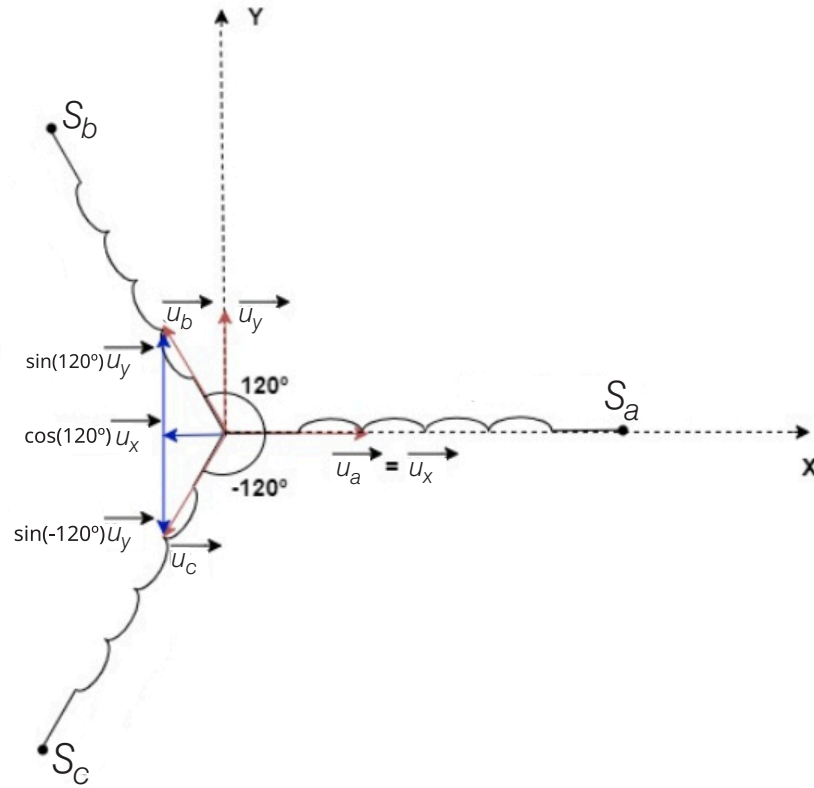
Substituindo as expressões da Equação 3.6 na Equação 3.1, obtém-se a expressão do vetor de tensão de fase \vec{V}_{abc} em função dos vetores unitários \vec{u}_{abc} :

$$\vec{V}_{abc} = V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_a + V \cos(\omega.t + \alpha_v - 120^\circ) \cdot \vec{u}_b + V \cos(\omega.t + \alpha_v + 120^\circ) \cdot \vec{u}_c. \quad (3.7)$$

$$\begin{aligned} \vec{V}_{abc} = & V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_a + V \cos(120^\circ) \cdot \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_b + V \sin(120^\circ) \cdot \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_b + \\ & + V \cos(120^\circ) \cdot \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_c - V \sin(120^\circ) \cdot \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_c. \end{aligned} \quad (3.8)$$

Fazendo a substituição das expressões dos vetores $\vec{u}_{[abc]}$ em função dos vetores $\vec{u}_{[xy]}$ - da Equação 3.2, Equação 3.3 e Equação 3.4 - e considerando também que $\cos(120^\circ) = \cos(-120^\circ) = -\frac{1}{2}$,

Figura 3.3 – Decomposição dos vetores unitários dos eixos trifásicos em eixos cartesianos.



$\sin(120^\circ) = \frac{\sqrt{3}}{2}$ e $\sin(-120^\circ) = -\frac{\sqrt{3}}{2}$, reescreve-se a Equação 3.8 como:

$$\begin{aligned} \vec{V}_{abc} = & V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_x - \frac{1}{2} V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x + \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) + \\ & + \frac{\sqrt{3}}{2} V \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x + \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) + \\ & - \frac{1}{2} V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x - \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) - \frac{\sqrt{3}}{2} V \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x - \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) , \quad (3.9) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \vec{V}_{abc} = & V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_x - \frac{1}{2} V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x + \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) - \frac{1}{2} V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x - \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) \\ & + \frac{\sqrt{3}}{2} V \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x + \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) - \frac{\sqrt{3}}{2} V \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{1}{2} \vec{u}_x - \frac{\sqrt{3}}{2} \vec{u}_y\right) , \quad (3.10) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \vec{V}_{abc} = & V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(\vec{u}_x + \frac{1}{4} \vec{u}_x - \frac{\sqrt{3}}{4} \vec{u}_y + \frac{1}{4} \vec{u}_x + \frac{\sqrt{3}}{4} \vec{u}_y\right) + \\ & + V \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \left(-\frac{\sqrt{3}}{4} \vec{u}_x + \frac{3}{4} \vec{u}_y + \frac{\sqrt{3}}{4} \vec{u}_x + \frac{3}{4} \vec{u}_y\right) , \quad (3.11) \end{aligned}$$

$$\vec{V}_{abc} = V \cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \frac{3}{2} \vec{u}_x + V \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \frac{3}{2} \vec{u}_y, \quad (3.12)$$

$$\vec{V}_{abc} = \frac{3}{2} V \cdot [\cos(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_x + \sin(\omega.t + \alpha_v) \cdot \vec{u}_y]. \quad (3.13)$$

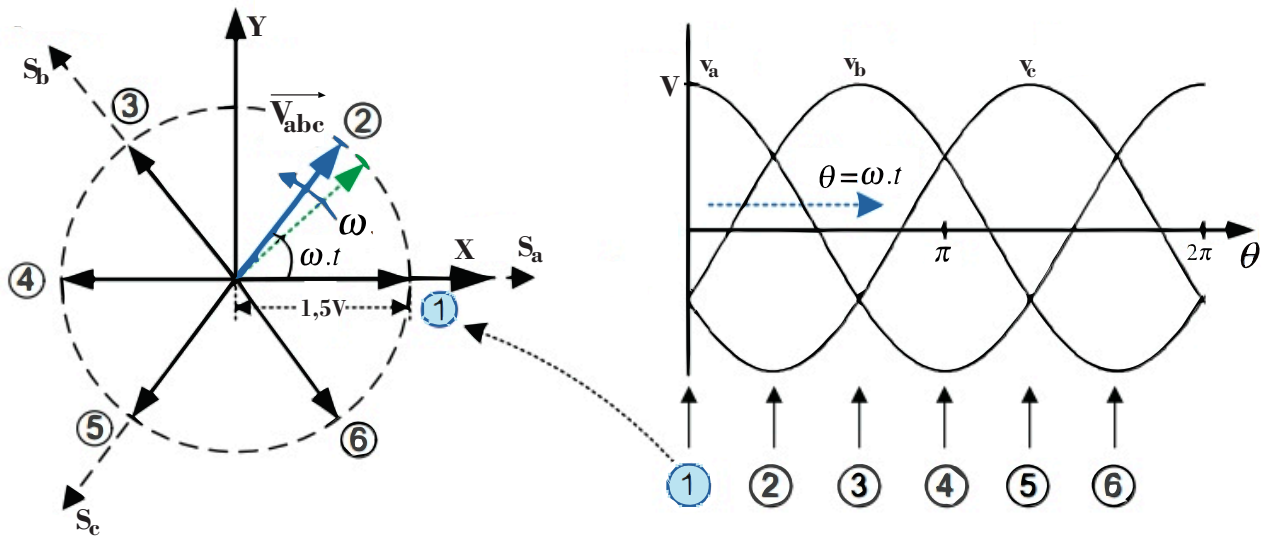
A fim de determinar o vetor \vec{V}_{abc} , obtém-se o seu módulo e o seu argumento a partir da Equação 3.13:

$$|\vec{V}_{abc}| = \frac{3}{2} V \cdot \sqrt{\cos^2(\omega.t + \alpha_v) + \sin^2(\omega.t + \alpha_v)} = \frac{3}{2} V. \quad (3.14)$$

$$\angle \vec{V}_{abc} = \tan^{-1} \left[\frac{\sin(\omega.t + \alpha_v)}{\cos(\omega.t + \alpha_v)} \right] = \tan^{-1} [\tan(\omega.t + \alpha_v)] = \omega.t + \alpha_v. \quad (3.15)$$

A partir da Equação 3.14 e da Equação 3.15, constata-se que o vetor \vec{V}_{abc} tem módulo igual a $\frac{3}{2}$ vezes a tensão de pico da fase e rotaciona com velocidade angular $\omega = 2\pi f$, sendo f a frequência das tensões senoidais de fase, conforme a Figura 3.4. Por conveniência, $\alpha_v=0$ na Figura 3.4, sem perda de generalidade.

Figura 3.4 – Vetor campo girante de tensão.



Fonte: Adaptado de Kim (2017).

Assim como para a tensão de fase, as correntes de fase e fluxos de fase também podem ser representados vetorialmente, desta forma, em caso de grandezas trifásicas simétricas e equilibradas, as correntes e fluxos de fase são dados por:

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I \cos(\omega.t + \alpha_i) \\ I \cos(\omega.t + \alpha_i - 120^\circ) \\ I \cos(\omega.t + \alpha_i + 120^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.16)$$

$$\begin{bmatrix} \phi_a \\ \phi_b \\ \phi_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi \cos(\omega.t + \alpha_\phi) \\ \phi \cos(\omega.t + \alpha_\phi - 120^\circ) \\ \phi \cos(\omega.t + \alpha_\phi + 120^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.17)$$

As correntes e fluxos vetoriais de fase são dados, em função dos vetores unitários da Figura 3.3, como:

$$\begin{bmatrix} \vec{i}_a \\ \vec{i}_b \\ \vec{i}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I \cos(\omega.t + \alpha_i) \cdot \vec{u}_a \\ I \cos(\omega.t + \alpha_i - 120^\circ) \cdot \vec{u}_b \\ I \cos(\omega.t + \alpha_i + 120^\circ) \cdot \vec{u}_c \end{bmatrix}. \quad (3.18)$$

$$\begin{bmatrix} \vec{\phi}_a \\ \vec{\phi}_b \\ \vec{\phi}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi \cos(\omega.t + \alpha_\phi) \cdot \vec{u}_a \\ \phi \cos(\omega.t + \alpha_\phi - 120^\circ) \cdot \vec{u}_b \\ \phi \cos(\omega.t + \alpha_\phi + 120^\circ) \cdot \vec{u}_c \end{bmatrix}. \quad (3.19)$$

Assim como para as tensões de fase, é possível demonstrar que a soma das correntes vetoriais de fase e dos fluxos vetoriais de fase resultam em vetores girantes de fase:

$$\vec{I}_{abc} = \vec{i}_a + \vec{i}_b + \vec{i}_c = \frac{3}{2} I \cdot [\cos(\omega.t + \alpha_i) \cdot \vec{u}_x + \sin(\omega.t + \alpha_i) \cdot \vec{u}_y], \quad (3.20)$$

$$|\vec{I}_{abc}| = \frac{3}{2} I, \quad (3.21)$$

$$\angle \vec{I}_{abc} = \omega.t + \alpha_i. \quad (3.22)$$

e

$$\vec{\phi}_{abc} = \vec{\phi}_a + \vec{\phi}_b + \vec{\phi}_c = \frac{3}{2} \phi \cdot [\cos(\omega.t + \alpha_\phi) \cdot \vec{u}_x + \sin(\omega.t + \alpha_\phi) \cdot \vec{u}_y], \quad (3.23)$$

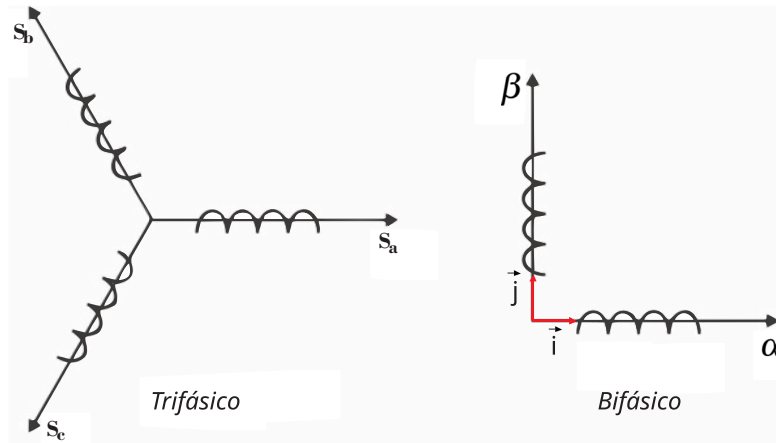
$$|\vec{\phi}_{abc}| = \frac{3}{2} \phi, \quad (3.24)$$

$$\angle \vec{\phi}_{abc} = \omega.t + \alpha_\phi. \quad (3.25)$$

No caso de grandezas de fase trifásicas simétricas e equilibradas (tensões, correntes ou fluxos) dadas por: $\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F \cos(\omega.t + \alpha_f) \\ F \cos(\omega.t + \alpha_f - 120^\circ) \\ F \cos(\omega.t + \alpha_f + 120^\circ) \end{bmatrix}$, é possível sintetizar o vetor campo

girante resultante \vec{F}_{abc} - exemplificado na Figura 3.4 para a tensão- através de apenas dois eixos. Existe uma transformação trifásica-bifásica que toma um conjunto de 3 vetores (em eixos trifásicos) e transforma em um conjunto de 2 vetores cuja soma vetorial resulta no mesmo vetor campo girante que os 3 vetores originais somados.

Figura 3.5 – Referencial trifásico x Referencial bifásico.



Matematicamente, esta transformação consiste apenas da decomposição vetorial dos vetores originais $\begin{bmatrix} \vec{f}_a \\ \vec{f}_b \\ \vec{f}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_a \cdot \vec{u}_a \\ f_b \cdot \vec{u}_b \\ f_c \cdot \vec{u}_c \end{bmatrix}$ nos eixos $(\alpha\beta)$, como ilustrado na Figura 3.5. Sendo \vec{i} e \vec{j} , vetores unitários na direção dos eixos α e β , respectivamente, é possível auferir a decomposição dos vetores de fase \vec{f}_a , \vec{f}_b e \vec{f}_c , nos eixos $(\alpha\beta)$:

$$\vec{f}_a = \cos(0^\circ) f_a \cdot \vec{i} + \sin(0^\circ) f_a \cdot \vec{j} = f_a \vec{i}. \quad (3.26)$$

$$\vec{f}_b = \cos(120^\circ) f_b \cdot \vec{i} + \sin(120^\circ) f_b \cdot \vec{j} = -\frac{1}{2} f_b \vec{i} + \frac{\sqrt{3}}{2} f_b \vec{j}. \quad (3.27)$$

$$\vec{f}_c = \cos(-120^\circ) f_c \cdot \vec{i} + \sin(-120^\circ) f_c \cdot \vec{j} = -\frac{1}{2} f_c \cdot \vec{i} - \frac{\sqrt{3}}{2} f_c \cdot \vec{j}. \quad (3.28)$$

As grandezas trifásicas no referencial (abc) devem ser decompostas em grandezas bifásicas $\begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix}$, as quais geram os vetores de fase no referencial $(\alpha\beta)$ dados por: $\vec{f}_\alpha = f_\alpha \vec{i}$ e $\vec{f}_\beta = f_\beta \vec{j}$. O objetivo da transformação é fazer $\vec{f}_\alpha + \vec{f}_\beta = f_\alpha \cdot \vec{i} + f_\beta \cdot \vec{j} = \vec{f}_a + \vec{f}_b + \vec{f}_c$, para tanto, é realizada a soma da Equação 3.26 com a Equação 3.27 e a Equação 3.28:

$$f_\alpha \cdot \vec{i} + f_\beta \cdot \vec{j} = \vec{f}_a + \vec{f}_b + \vec{f}_c = (f_a - \frac{1}{2} f_b - \frac{1}{2} f_c) \vec{i} + (\frac{\sqrt{3}}{2} f_b - \frac{\sqrt{3}}{2} f_c) \vec{j}. \quad (3.29)$$

A Equação 3.29 pode ser representada mediante a seguinte equação matricial:

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}. \quad (3.30)$$

A transformação matricial acima é conhecida como transformação (abc - $\alpha\beta$), esta transformação é conservativa em amplitude ($\overrightarrow{F}_{abc} = \overrightarrow{F}_{\alpha\beta}$). Esta transformação abrange apenas o caso de grandezas trifásicas simétricas e equilibradas. A fim de tornar a transformação inversível, englobando também assimetrias e desequilíbrios, faz-se necessária a inclusão de uma componente, além das componentes ($\alpha\beta$), dita componente homopolar, cuja contribuição de cada componente trifásica é a mesma em sua composição. A fim de acomodar a nova componente, a matriz de transformação deve ser composta de uma linha a mais que a matriz da transformação (abc - $\alpha\beta$). Existem muitas matrizes distintas possíveis decorrentes deste processo, considerando fatores como conservação da amplitude do vetor campo girante, conservação de potência elétrica ou ortogonalidade da matriz de transformação. Considera-se, por exemplo, a matriz de Clarke, conservativa em potência, ou seja, quando a potência é calculada pelas componentes do novo referencial ($\alpha\beta$) esta potência é igual a do referencial original (abc):

$$\begin{bmatrix} f_0 \\ f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}. \quad (3.31)$$

A partir da Equação 3.31 obtém-se:

$$f_\alpha = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot (f_a - \frac{1}{2}f_b - \frac{1}{2}f_c). \quad (3.32)$$

e

$$f_\beta = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot (\frac{\sqrt{3}}{2}f_b - \frac{\sqrt{3}}{2}f_c). \quad (3.33)$$

Logo, para a transformação de Clark em condições de grandezas de fase simétricas e equilibradas:

$$\overrightarrow{F}_{\alpha\beta} = f_\alpha \vec{i} + f_\beta \vec{j} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot [(f_a - \frac{1}{2}f_b - \frac{1}{2}f_c) \vec{i} + (\frac{\sqrt{3}}{2}f_b - \frac{\sqrt{3}}{2}f_c) \vec{j}]. \quad (3.34)$$

Da Equação 3.29, tem-se:

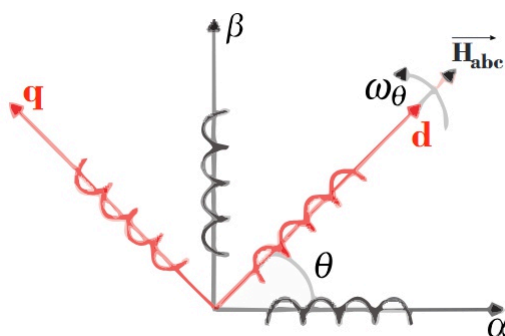
$$\vec{F}_{abc} = (f_a - \frac{1}{2}f_b - \frac{1}{2}f_c) \vec{i} + (\frac{\sqrt{3}}{2}f_b - \frac{\sqrt{3}}{2}f_c) \vec{j}. \quad (3.35)$$

Substitui-se \vec{F}_{abc} , da Equação 3.35, na Equação 3.34 para obter:

$$\vec{F}_{\alpha\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \vec{F}_{abc}. \quad (3.36)$$

A partir da Equação 3.36, constata-se que a transformação de Clark é não conservativa em amplitude. No referencial $(\alpha\beta)$ alinha-se o eixo α com o eixo S_a , sendo $f_{[abc]}$ grandezas trifásicas senoidais, obtêm-se grandezas $f_{[\alpha\beta]}$ também senoidais. É possível escolher um referencial bifásico onde a decomposição vetorial das grandezas senoidais trifásicas originais, nestes eixos, resultem em grandezas constantes. Se considerarmos um eixo que está alinhado com o vetor campo girante \vec{H}_{abc} (tensão, corrente ou fluxo), este projeta senoides no eixo $(\alpha\beta)$ tal qual as componentes trifásicas, esta ideia é utilizada para definir referenciais girantes nos quais as componentes são constantes. Estes referenciais são postos de forma a ficarem alinhados com os vetores campo girante de tensão, corrente ou fluxo magnético.

Figura 3.6 – Referencial bifásico - dq.



Fonte: Adaptado de Wu e Sun (2018).

Na Figura 3.6 é apresentado o referencial girante, nesta figura estão apresentados os eixos girantes perpendiculares (d) e (q). Para sair do referencial trifásico para o bifásico girante (dq) decompõem-se os vetores dos eixos $(\alpha\beta)$, obtidos anteriormente (transformação abc- $\alpha\beta$), no referencial girante (dq) da Figura 3.6. A partir desta decomposição, obtêm-se componentes vetoriais nas direções dos eixos (dq): $\begin{bmatrix} \vec{f}_d^h \\ \vec{f}_q^h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_d^h \cdot \vec{u}_d^h \\ f_q^h \cdot \vec{u}_q^h \end{bmatrix}$, sendo \vec{u}_d^h e \vec{u}_q^h vetores unitários na direção dos eixos (d) e (q) orientados pelo vetor \vec{H}_{abc} .

$$\vec{f}_d^h = f_d^h \cos(\theta) \cdot \vec{i} + f_d^h \sin(\theta) \cdot \vec{j}, \quad (3.37)$$

$$\vec{f}_q^h = f_q^h \cos(\theta + 90^\circ) \cdot \vec{i} + f_q^h \sin(\theta + 90^\circ) \cdot \vec{j} = -f_q^h \sin(\theta) \cdot \vec{i} + f_q^h \cos(\theta) \cdot \vec{j}. \quad (3.38)$$

O objetivo desta transformação é que $\vec{f}_\alpha + \vec{f}_\beta = \vec{f}_d^h + \vec{f}_q^h$. Somando a Equação 3.37 com a Equação 3.38, obtém-se:

$$\vec{f}_\alpha + \vec{f}_\beta = \vec{f}_d^h + \vec{f}_q^h = (f_d^h \cos \theta - f_q^h \sin \theta) \vec{i} + (f_d^h \sin \theta + f_q^h \cos \theta) \vec{j}. \quad (3.39)$$

logo :

$$f_\alpha \vec{i} + f_\beta \vec{j} = (f_d^h \cos \theta - f_q^h \sin \theta) \vec{i} + (f_d^h \sin \theta + f_q^h \cos \theta) \vec{j}. \quad (3.40)$$

É possível representar a Equação 3.40 mediante a seguinte transformação matricial:

$$\begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_d^h \\ f_q^h \end{bmatrix}. \quad (3.41)$$

Esta transformação consiste na rotação do eixo por um ângulo θ no sentido horário. Para obter a transformação inversa, a fim de calcular $f_{[dq]}^h$ a partir de $f_{[\alpha\beta]}$, procede-se a rotação inversa aos vetores $\vec{f}_{[\alpha\beta]}$ substituindo θ por $-\theta$ na matriz de transformação da Equação 3.41:

$$\begin{bmatrix} f_d^h \\ f_q^h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(-\theta) & -\sin(-\theta) \\ \sin(-\theta) & \cos(-\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix} = T(\theta) \begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix}. \quad (3.42)$$

Nota-se que $T(\theta)^{-1} = T(\theta)^t$, ou seja, $T(\theta)$ é ortogonal, portanto esta transformação é conservativa em potência. Como representa apenas uma rotação, a transformação é também conservativa em amplitude. Para decompor vetores trifásicos no referencial (abc) em referenciais girantes (dq), é possível decompor de forma composta primeiro de (abc) $\rightarrow \alpha\beta$, em seguida de $\alpha\beta \rightarrow dq$, sendo esta forma restrita a grandezas trifásicas simétricas e equilibradas, matematicamente tem-se:

$$\begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos 0^\circ & \cos 120^\circ & \cos 240^\circ \\ \sin 0^\circ & \sin 120^\circ & \sin 240^\circ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}. \quad (3.43)$$

Substituindo a Equação 3.42 na Equação 3.43, tem-se:

$$\begin{bmatrix} f_d^h \\ f_q^h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos 0^\circ & \cos 120^\circ & \cos 240^\circ \\ \sin 0^\circ & \sin 120^\circ & \sin 240^\circ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}. \quad (3.44)$$

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos 0^\circ & \cos 120^\circ & \cos 240^\circ \\ \sin 0^\circ & \sin 120^\circ & \sin 240^\circ \end{bmatrix} = \\ = & \begin{bmatrix} \cos \theta \cos 0^\circ + \sin \theta \sin 0^\circ & \cos \theta \cos 120^\circ + \sin \theta \sin 120^\circ & \cos \theta \cos 240^\circ + \sin \theta \sin 240^\circ \\ \cos \theta \sin 0^\circ - \sin \theta \cos 0^\circ & \cos \theta \sin 120^\circ - \sin \theta \cos 120^\circ & \cos \theta \sin 240^\circ - \sin \theta \cos 240^\circ \end{bmatrix} = \\ = & \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - 120^\circ) & \cos(\theta - 240^\circ) \\ -\sin \theta & -\sin(\theta - 120^\circ) & -\sin(\theta - 240^\circ) \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (3.45)$$

Logo,

$$\begin{bmatrix} f_d^h \\ f_q^h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - 120^\circ) & \cos(\theta - 240^\circ) \\ -\sin \theta & -\sin(\theta - 120^\circ) & -\sin(\theta - 240^\circ) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}. \quad (3.46)$$

A transformação da Equação 3.46 é obtida a partir da composição de duas transformações conservativas em amplitude, logo ela própria é conservativa em amplitude, desta forma, sendo \vec{u}_d^h e \vec{u}_q^h vetores unitários nas direções dos eixos girantes (dq), o vetor girante $\vec{F}_{dq}^h = f_d^h \vec{u}_d^h + f_q^h \vec{u}_q^h$ conserva a amplitude do vetor girante no referencial (abc):

$$\vec{F}_{dq}^h = \vec{F}_{abc}. \quad (3.47)$$

Uma forma de obter a decomposição direta (abc) \rightarrow (dq), abrangendo assimetrias e desequilíbrios, seria aplicando uma rotação de θ às componentes ($\alpha\beta$) da matriz de transformação de Clark, gerando assim a matriz de transformação de Park. A própria rotação é conservativa em amplitude e potência, portanto a matriz de Park mantém as características originais da matriz de Clarke de ser ortogonal e conservativa em potência. A matriz de Clarke pode ser representada por:

$$\begin{bmatrix} f_0 \\ f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos 0^\circ & \cos 120^\circ & \cos 240^\circ \\ \sin 0^\circ & \sin 120^\circ & \sin 240^\circ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}. \quad (3.48)$$

Aplica-se a transformação descrita na Equação 3.44 à matriz de Clarke para obter a transformação de Park:

$$\begin{bmatrix} f_0^h \\ f_d^h \\ f_q^h \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\theta) & \sin(\theta) \\ 0 & -\sin(\theta) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos 0^\circ & \cos 120^\circ & \cos 240^\circ \\ \sin 0^\circ & \sin 120^\circ & \sin 240^\circ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}, \quad (3.49)$$

$$\begin{bmatrix} f_0^h \\ f_d^h \\ f_q^h \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \theta & \cos(\theta - 120^\circ) & \cos(\theta - 240^\circ) \\ -\sin \theta & -\sin(\theta - 120^\circ) & -\sin(\theta - 240^\circ) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}. \quad (3.50)$$

A transformação matricial da Equação 3.50 é a transformação de Park e transforma grandezas trifásicas senoidais, no referencial estático trifásico, em grandezas bifásicas constantes (mais um componente homopolar) no referencial bifásico girante. A matriz de Park é dada então por:

$$T(\theta) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \theta & \cos(\theta - 120^\circ) & \cos(\theta - 240^\circ) \\ -\sin \theta & -\sin(\theta - 120^\circ) & -\sin(\theta - 240^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.51)$$

Para obtenção da transformação de Park, apenas opera-se a rotação dos eixos ($\alpha\beta$) da transformação de Clarke, logo o vetor girante $\vec{F}_{dq}^h = f_d^h \vec{u}_d^h + f_q^h \vec{u}_q^h$, sintetizado pelas componentes $[f_d^h \ f_q^h]$, da Equação 3.50, conserva a amplitude do vetor $\vec{F}_{\alpha\beta}$, da Equação 3.36 :

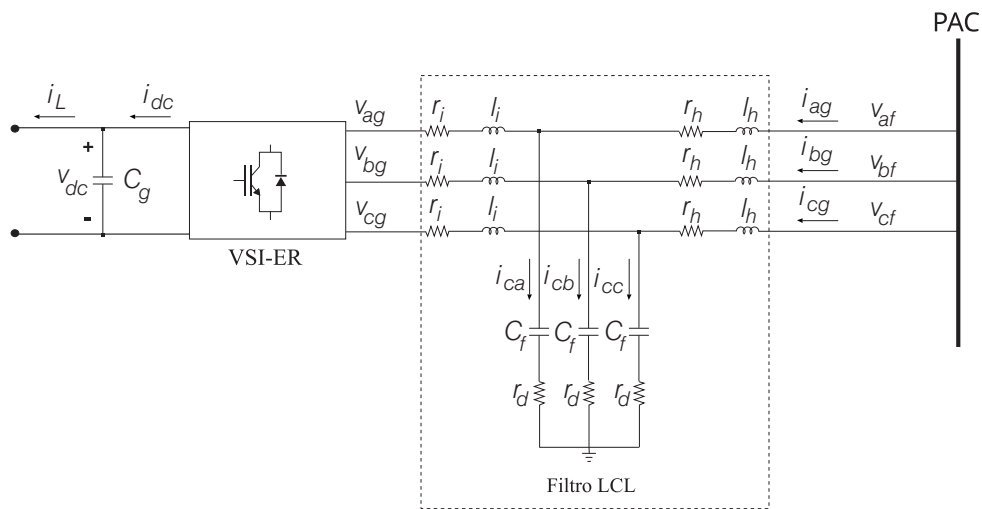
$$\vec{F}_{dq}^h = \vec{F}_{\alpha\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \vec{F}_{abc}. \quad (3.52)$$

3.3 MODELAGEM DA PLANTA DE CORRENTE DE ENTRADA NO VSI-ER

O diagrama elétrico simplificado do gerador de indução duplamente excitado, conectado à rede, está apresentado na Figura 3.1 (seção 3.1), a dinâmica de funcionamento do mesmo consiste no controle das correntes rotóricas da máquina através do VSI-EI. Em decorrência do acoplamento magnético da própria máquina, as correntes estatóricas são dependentes das rotóricas e são controladas indiretamente, as correntes estatóricas determinam os patamares de potência ativa e reativa entregues ao PAC pelo estator da máquina. A fim de estabelecer o

controle das correntes rotóricas, o VSI-EI promove a inversão da tensão do barramento CC. A tensão do barramento CC é proveniente da retificação das tensões na entrada do VSI-ER, o qual está conectado ao próprio PAC por um filtro LCL (Indutivo Capacitivo Indutivo). O objetivo desta seção é abordar a dinâmica das correntes trifásicas que chegam ao VSI-ER através do filtro LCL. Estabelecer a dependência destas correntes em relação às tensões do PAC, faz-se necessário para implementação do método de controle para retificar a tensão que chega ao VSI-ER, obtendo a tensão adequada no barramento CC. Na Figura 3.7 é contemplado o diagrama elétrico isolado da planta de corrente de entrada do VSI-ER, obtido através da Figura 3.1 (seção 3.1).

Figura 3.7 – VSI-ER + filtro LCL.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Em condições de regime permanente, as tensões nos capacitores do filtro LCL são constantes, portanto as correntes i_{ca} , i_{cb} e i_{cc} são nulas logo, para efeitos de análise, o ramo capacitivo do filtro LCL é desprezado. Considerando agora $r_g = r_i + r_h$ e $l_g = l_i + l_h$, o diagrama elétrico da Figura 3.7 pode ser simplificado, em condições de regime permanente, de acordo com a Figura 3.8.

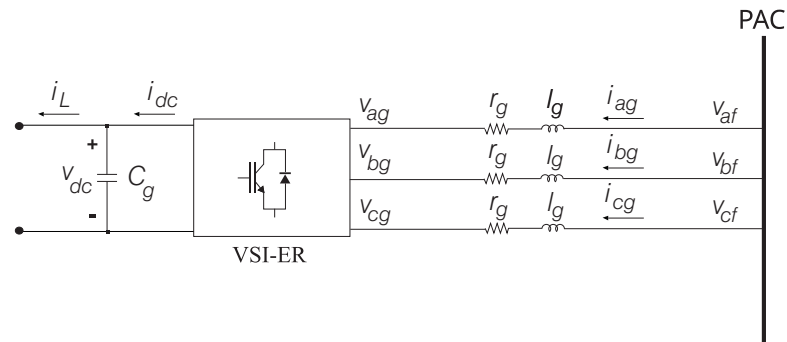
Agora, aplicando-se a lei de Kirchhoff das tensões em cada fase do lado trifásico do VSI-ER, obtém-se:

$$[v_{abcf}] = r_g \cdot [i_{abcg}] + l_g \frac{d[i_{abcg}]}{dt} + [v_{abcg}], \quad (3.53)$$

sendo,

$$[v_{abcf}] = \begin{bmatrix} v_{af} \\ v_{bf} \\ v_{cf} \end{bmatrix}, \quad (3.54)$$

Figura 3.8 – VSI-ER + filtro LCL simplificado.



Fonte: Elaborada pelo autor.

$$[i_{abcg}] = \begin{bmatrix} i_{ag} \\ i_{bg} \\ i_{cg} \end{bmatrix}, \quad (3.55)$$

e

$$[v_{abcg}] = \begin{bmatrix} v_{ag} \\ v_{bg} \\ v_{cg} \end{bmatrix}, \quad (3.56)$$

Reagrupando os termos da Equação 3.53, escreve-se :

$$\frac{d}{dt}([i_{abcg}]) = \frac{1}{l_g} \cdot ([v_{abcf}] - [v_{abcg}]) - \frac{r_g}{l_g} \cdot [i_{abcg}] . \quad (3.57)$$

Para obter as componentes de eixo (dq) do modelo da Equação 3.57, propõe-se trabalhar no referencial vetor tensão estática, alinhando o eixo (d) com o vetor \vec{V}_{abc} . Utiliza-se aqui o sobrescrito [e] para designar o referencial vetor tensão estático. Aplica-se a transformação

inversa de Park $\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = T(\theta_s)^{-1} \begin{bmatrix} f_0^e \\ f_d^e \\ f_q^e \end{bmatrix}$ nas grandezas trifásicas da Equação 3.57 obtendo :

$$\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dqg}^e]) = \frac{1}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot ([v_{0dqf}^e] - [v_{0dqg}^e]) - \frac{r_g}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dqg}^e] . \quad (3.58)$$

sendo,

$$[v_{0dqf}^e] = \begin{bmatrix} v_{0f}^e \\ v_{df}^e \\ v_{qf}^e \end{bmatrix}, \quad (3.59)$$

$$[i_{0dqg}^e] = \begin{bmatrix} i_{0g}^e \\ i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix}, \quad (3.60)$$

e

$$[v_{0dqg}^e] = \begin{bmatrix} v_{0g}^e \\ v_{dg}^e \\ v_{qg}^e \end{bmatrix}, \quad (3.61)$$

Na Equação 3.58, emprega-se o ângulo θ_s na transformação de Park, o subscrito [s] (*do inglês stator*) informa que θ_s está na velocidade angular ω_s das grandezas do estator. Agora, aplica-se sobre a expressão $\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dqg}^e])$, da Equação 3.58, a propriedade da derivada do produto matricial:

$$\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dqg}^e]) = T(\theta_s)^{-1} \cdot \frac{d}{dt}([i_{0dqg}^e]) + \frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1}) \cdot [i_{0dqg}^e]. \quad (3.62)$$

Substitui-se a expressão resultante da Equação 3.62 na Equação 3.58 :

$$T(\theta_s)^{-1} \cdot \frac{d}{dt}([i_{0dqg}^e]) + \frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1}) \cdot [i_{0dqg}^e] = \frac{1}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot ([v_{0dqf}^e] - [v_{0dqg}^e]) - \frac{r_g}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dqg}^e]. \quad (3.63)$$

$$T(\theta_s)^{-1} \cdot \frac{d}{dt}([i_{0dqg}^e]) = \frac{1}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot ([v_{0dqf}^e] - [v_{0dqg}^e]) - \frac{r_g}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dqg}^e] - \frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1}) \cdot [i_{0dqg}^e]. \quad (3.64)$$

Na Equação 3.64, expandem-se as matrizes $[i_{0dqg}^e]$, $[v_{0dqf}^e]$ e $[v_{0dqg}^e]$, de acordo com a Equação 3.59, Equação 3.60 e Equação 3.61, para obter:

$$T(\theta_s)^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{0g}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \frac{1}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot \begin{bmatrix} v_{0f}^e - v_{0g}^e \\ v_{df}^e - v_{dg}^e \\ v_{qf}^e - v_{qg}^e \end{bmatrix} - \frac{r_g}{l_g} \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot \begin{bmatrix} i_{0g}^e \\ i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} - \frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1}) \cdot \begin{bmatrix} i_{0g}^e \\ i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix}. \quad (3.65)$$

Na Equação 3.65 faz-se necessário determinar $\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1})$. Na seção 3.2 foi visto que $T(\theta_s)^{-1} = T(\theta_s)^t$, então aplicando a transposição à matriz de Park da Equação 3.51, tem-se:

$$T(\theta_s)^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.66)$$

Na Equação 3.194, $\theta_s = \omega_s \cdot t + \alpha_s$, sendo α_s o deslocamento angular do vetor girante de referência, no instante $t=0$. É fácil mostrar que :

$$\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1}) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \sin(\theta_s) & -\omega_s \cos(\theta_s) \\ 0 & -\omega_s \sin(\theta_s - 120^\circ) & -\omega_s \cos(\theta_s - 120^\circ) \\ 0 & -\omega_s \sin(\theta_s - 240^\circ) & -\omega_s \cos(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.67)$$

Substituem-se, portanto, as matrizes $T(\theta_s)^{-1}$ e $\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1})$, determinadas acima, na Equação 3.65 :

$$\begin{aligned} & \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{0g}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \\ & = \frac{1}{l_g} \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_{0f}^e - v_{0g}^e \\ v_{df}^e - v_{dg}^e \\ v_{qf}^e - v_{qg}^e \end{bmatrix} + \\ & - \frac{r_g}{l_g} \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{0g}^e \\ i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} + \\ & - \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \sin(\theta_s) & -\omega_s \cos(\theta_s) \\ 0 & -\omega_s \sin(\theta_s - 120^\circ) & -\omega_s \cos(\theta_s - 120^\circ) \\ 0 & -\omega_s \sin(\theta_s - 240^\circ) & -\omega_s \cos(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{0g}^e \\ i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix}. \quad (3.68) \end{aligned}$$

Consideram-se, neste trabalho, condições ideais com todas as grandezas trifásicas senoidais, simétricas e equilibradas, constituindo, assim, representações no referencial (dq) com componentes homopolares nulas. Zerando, portanto, todas as componentes homopolares da Equação 3.68 e cancelando o fator $\sqrt{\frac{2}{3}}$, tem-se:

$$\begin{aligned}
& \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \\
& = \frac{1}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ v_{df}^e - v_{dg}^e \\ v_{qf}^e - v_{qg}^e \end{bmatrix} + \\
& - \frac{r_g}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} + \\
& - \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \sin(\theta_s) & -\omega_s \cos(\theta_s) \\ 0 & -\omega_s \sin(\theta_s - 120^\circ) & -\omega_s \cos(\theta_s - 120^\circ) \\ 0 & -\omega_s \sin(\theta_s - 240^\circ) & -\omega_s \cos(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} . \quad (3.69)
\end{aligned}$$

Logo :

$$\begin{bmatrix} \cos(\theta_s) \frac{di_{dg}^e}{dt} - \sin(\theta_s) \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \cos(\theta_s - 120^\circ) \frac{di_{dg}^e}{dt} - \sin(\theta_s - 120^\circ) \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \cos(\theta_s - 240^\circ) \frac{di_{dg}^e}{dt} - \sin(\theta_s - 240^\circ) \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} =$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{1}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta_s)(v_{df}^e - v_{dg}^e) - \sin(\theta_s)(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \cos(\theta_s - 120^\circ)(v_{df}^e - v_{dg}^e) - \sin(\theta_s - 120^\circ)(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \cos(\theta_s - 240^\circ)(v_{df}^e - v_{dg}^e) - \sin(\theta_s - 240^\circ)(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \end{bmatrix} + \\
&\quad - \frac{r_g}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta_s)i_{dg}^e - \sin(\theta_s)i_{qg}^e \\ \cos(\theta_s - 120^\circ)i_{dg}^e - \sin(\theta_s - 120^\circ)i_{qg}^e \\ \cos(\theta_s - 240^\circ)i_{dg}^e - \sin(\theta_s - 240^\circ)i_{qg}^e \end{bmatrix} + \\
&\quad - \begin{bmatrix} -\omega_s \sin(\theta_s)i_{dg}^e - \omega_s \cos(\theta_s)i_{qg}^e \\ -\omega_s \sin(\theta_s - 120^\circ)i_{dg}^e - \omega_s \cos(\theta_s - 120^\circ)i_{qg}^e \\ -\omega_s \sin(\theta_s - 240^\circ)i_{dg}^e - \omega_s \cos(\theta_s - 240^\circ)i_{qg}^e \end{bmatrix}. \tag{3.70}
\end{aligned}$$

A Equação 3.70 pode ser reescrita separando-a em matrizes com termos em cossenos e matrizes com termos em senos :

$$\begin{aligned}
&\begin{bmatrix} \cos(\theta_s) \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \cos(\theta_s - 120^\circ) \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \cos(\theta_s - 240^\circ) \frac{di_{dg}^e}{dt} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \sin(\theta_s - 120^\circ) \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \sin(\theta_s - 240^\circ) \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \\
&= \frac{1}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta_s)(v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \cos(\theta_s - 120^\circ)(v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \cos(\theta_s - 240^\circ)(v_{df}^e - v_{dg}^e) \end{bmatrix} - \frac{1}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \sin(\theta_s)(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \sin(\theta_s - 120^\circ)(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \sin(\theta_s - 240^\circ)(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \end{bmatrix} + \\
&\quad - \frac{r_g}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta_s)i_{dg}^e \\ \cos(\theta_s - 120^\circ)i_{dg}^e \\ \cos(\theta_s - 240^\circ)i_{dg}^e \end{bmatrix} + \frac{r_g}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} \sin(\theta_s)i_{qg}^e \\ \sin(\theta_s - 120^\circ)i_{qg}^e \\ \sin(\theta_s - 240^\circ)i_{qg}^e \end{bmatrix} +
\end{aligned}$$

$$+ \begin{bmatrix} \omega_s \sin(\theta_s) i_{dg}^e \\ \omega_s \sin(\theta_s - 120^\circ) i_{dg}^e \\ \omega_s \sin(\theta_s - 240^\circ) i_{dg}^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_s \cos(\theta_s) i_{qg}^e \\ \omega_s \cos(\theta_s - 120^\circ) i_{qg}^e \\ \omega_s \cos(\theta_s - 240^\circ) i_{qg}^e \end{bmatrix}. \quad (3.71)$$

A solução trivial para a Equação 3.71 é igualar a matriz com termos em cosseno, do lado esquerdo da igualdade, com a soma das matrizes com termos em cosseno do lado direito da igualdade, e proceder da mesma forma para as matrizes com termos em seno, resultando em duas igualdades matriciais :

$$\begin{bmatrix} \cos(\theta_s) \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \cos(\theta_s - 120^\circ) \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \cos(\theta_s - 240^\circ) \frac{di_{dg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} \cos(\theta_s) (v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \cos(\theta_s - 120^\circ) (v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \cos(\theta_s - 240^\circ) (v_{df}^e - v_{dg}^e) \end{bmatrix} + \\ - \frac{r_g}{l_g} \begin{bmatrix} \cos(\theta_s) i_{dg}^e \\ \cos(\theta_s - 120^\circ) i_{dg}^e \\ \cos(\theta_s - 240^\circ) i_{dg}^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_s \cos(\theta_s) i_{qg}^e \\ \omega_s \cos(\theta_s - 120^\circ) i_{qg}^e \\ \omega_s \cos(\theta_s - 240^\circ) i_{qg}^e \end{bmatrix}. \quad (3.72)$$

$$- \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \sin(\theta_s - 120^\circ) \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \sin(\theta_s - 240^\circ) \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = - \frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) (v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \sin(\theta_s - 120^\circ) (v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \sin(\theta_s - 240^\circ) (v_{qf}^e - v_{qg}^e) \end{bmatrix} + \\ + \frac{r_g}{l_g} \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) i_{qg}^e \\ \sin(\theta_s - 120^\circ) i_{qg}^e \\ \sin(\theta_s - 240^\circ) i_{qg}^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_s \sin(\theta_s) i_{dg}^e \\ \omega_s \sin(\theta_s - 120^\circ) i_{dg}^e \\ \omega_s \sin(\theta_s - 240^\circ) i_{dg}^e \end{bmatrix}. \quad (3.73)$$

Na Equação 3.72 e Equação 3.73 existe, para cada uma delas, um fator matricial comum aos dois lados da equação, colocando-o em evidência, para cada um dos casos, resulta-se nas seguintes equações matriciais :

$$\begin{aligned}
& \begin{bmatrix} \cos(\theta_s) & \cos(\theta_s - 120^\circ) & \cos(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \\
& = \begin{bmatrix} \cos(\theta_s) & \cos(\theta_s - 120^\circ) & \cos(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) \end{bmatrix} + \\
& - \begin{bmatrix} \cos(\theta_s) & \cos(\theta_s - 120^\circ) & \cos(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e \end{bmatrix} + \\
& + \begin{bmatrix} \cos(\theta_s) & \cos(\theta_s - 120^\circ) & \cos(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \omega_s \cdot i_{qg}^e \\ \omega_s \cdot i_{qg}^e \\ \omega_s \cdot i_{qg}^e \end{bmatrix} \cdot \quad (3.74)
\end{aligned}$$

E também:

$$\begin{aligned}
& - \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) & \sin(\theta_s - 120^\circ) & \sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \\
& = - \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) & \sin(\theta_s - 120^\circ) & \sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \end{bmatrix} +
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) & \sin(\theta_s - 120^\circ) & \sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e \end{bmatrix} + \\
& + \begin{bmatrix} \sin(\theta_s) & \sin(\theta_s - 120^\circ) & \sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \omega_s \cdot i_{dg}^e \\ \omega_s \cdot i_{dg}^e \\ \omega_s \cdot i_{dg}^e \end{bmatrix} . \quad (3.75)
\end{aligned}$$

Cancelando o fator matricial comum dos dois lados da equação para Equação 3.74 e Equação 3.75, obtém-se as duas equações matriciais a seguir :

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_s \cdot i_{qg}^e \\ \omega_s \cdot i_{qg}^e \\ \omega_s \cdot i_{qg}^e \end{bmatrix} . \quad (3.76)$$

$$- \begin{bmatrix} \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \\ \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e \\ \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_s \cdot i_{dg}^e \\ \omega_s \cdot i_{dg}^e \\ \omega_s \cdot i_{dg}^e \end{bmatrix} . \quad (3.77)$$

Ou seja :

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{dg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e + \omega_s \cdot i_{qg}^e \\ \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e + \omega_s \cdot i_{qg}^e \\ \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e + \omega_s \cdot i_{qg}^e \end{bmatrix} . \quad (3.78)$$

e

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e - \omega_s \cdot i_{dg}^e \\ \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e - \omega_s \cdot i_{dg}^e \\ \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e - \omega_s \cdot i_{dg}^e \end{bmatrix} \cdot \quad (3.79)$$

Constata-se que a solução da Equação 3.78 resulta em apenas uma equação algébrica já que as linhas das matrizes presentes na mesma são idênticas entre si, o mesmo ocorre na Equação 3.79. O modelo da Equação 3.78 e Equação 3.79 se reduz a:

$$\frac{di_{dg}^e}{dt} = \frac{1}{l_g}(v_{df}^e - v_{dg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{dg}^e + \omega_s \cdot i_{qg}^e \cdot \quad (3.80)$$

$$\frac{di_{qg}^e}{dt} = \frac{1}{l_g}(v_{qf}^e - v_{qg}^e) - \frac{r_g}{l_g} \cdot i_{qg}^e - \omega_s \cdot i_{dg}^e \cdot \quad (3.81)$$

A Equação 3.80 e Equação 3.81, em conjunto, consiste no modelo elétrico da planta de corrente de entrada no referencial (dq). A Equação 3.80 estabelece a relação entre as componentes de eixo (d) das grandezas elétricas da planta de corrente de entrada do VSI-ER mais uma parcela, referente ao acoplamento magnético entre as fases, que depende da corrente de eixo (q). A Equação 3.81 estabelece a relação entre as componentes de eixo (q) das grandezas elétricas da planta mais uma parcela referente ao acoplamento magnético entre as fases, que depende da corrente de eixo (d). O modelo da Equação 3.80 e Equação 3.81 pode ser descrito por:

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \frac{1}{l_g} \left(\begin{bmatrix} v_{df}^e \\ v_{qf}^e \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} v_{dg}^e \\ v_{qg}^e \end{bmatrix} \right) - \frac{r_g}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} + \omega_s \cdot \begin{bmatrix} i_{qg}^e \\ -i_{dg}^e \end{bmatrix} \cdot \quad (3.82)$$

O PAC está ligado diretamente ao estator da máquina então as tensões de entrada no PAC são as próprias tensões estatóricas da máquina logo $v_{df}^e = v_{ds}^e$ e $v_{qf}^e = v_{qs}^e$, sendo $[v_{ds}^e \ v_{qs}^e]$ as componentes de eixo (dq) das tensões estatóricas. Em decorrência deste fato escreve-se a Equação 3.82 em função das componentes (dq) das tensões estatóricas citadas acima :

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \frac{1}{l_g} \left(\begin{bmatrix} v_{ds}^e \\ v_{qs}^e \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} v_{dg}^e \\ v_{qg}^e \end{bmatrix} \right) - \frac{r_g}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} + \omega_s \cdot \begin{bmatrix} i_{qg}^e \\ -i_{dg}^e \end{bmatrix}. \quad (3.83)$$

Como já citado anteriormente, é usado o referencial vetor tensão estatórico, ou seja, alinha-se o eixo girante (d) ao vetor $\overrightarrow{V_{dqs}^e} = v_{ds}^e \cdot \overrightarrow{u_d^e} + v_{qs}^e \cdot \overrightarrow{u_q^e}$ (sendo $\overrightarrow{u_d^e}$ e $\overrightarrow{u_q^e}$ vetores unitários girantes, perpendiculares, nas direções dos eixos (d) e (q) do referencial vetor tensão estatórica), portanto :

$$v_{ds}^e = |\overrightarrow{V_{dqs}^e}|. \quad (3.84)$$

$$v_{qs}^e = 0. \quad (3.85)$$

Utilizou-se, na obtenção das equações do modelo elétrico da planta de corrente de entrada do VSI-ER no referencial (dq), a transformação conservativa em potência de Park. Conforme apresentado na seção 3.2, a transformação de Park é não conservativa em amplitude e, conforme é apresentado na Equação 3.52(seção 3.2), o vetor tensão estatórica sintetizado pelas componentes $[v_{ds}^e \ v_{qs}^e]$ pode ser escrito em função do vetor tensão estatórica $\overrightarrow{V_{abc}s}$ (referencial trifásico) como:

$$\overrightarrow{V_{sdq}^e} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \overrightarrow{V_{abc}s}. \quad (3.86)$$

Na Equação 3.86, $\overrightarrow{V_{abc}s}$ é o vetor tensão estatórica sintetizado pelas tensões trifásicas estatóricas originais, dadas por:

$$\begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_s \cdot \cos(\omega_s \cdot t) \\ V_s \cdot \cos(\omega_s \cdot t - 120^\circ) \\ V_s \cdot \cos(\omega_s \cdot t - 240^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.87)$$

Na seção 3.2, sobre vetores transformações entre referenciais trifásicos e bifásicos, é mostrado na Equação 3.14, que :

$$|\overrightarrow{V_{abc}s}| = \frac{3}{2} \cdot V_s. \quad (3.88)$$

Na Equação 3.88, V_s é o valor de pico das tensões do estator da máquina, da Equação 3.87. Considerando a Equação 3.84, Equação 3.86 e Equação 3.88, é possível escrever $v_{ds}^e = |\overrightarrow{V_{dqs}^e}| = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot |\overrightarrow{V_{abc}s}| =$

$= \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{3}{2} \cdot V_s = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s$, então, as componentes de eixo (dq) das tensões estatóricas trifásicas da máquina podem ser dadas por:

$$v_{ds}^e = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \quad (3.89)$$

$$v_{qs}^e = 0 \quad (3.90)$$

Substituindo as tensões de referencial (dq), expressas na Equação 3.89 e Equação 3.90, no modelo elétrico de referencial (dq) da planta de corrente de entrada do VSI-ER, da Equação 3.83, é obtido:

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} = \frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} v_{dg}^e \\ v_{qg}^e \end{bmatrix} - \frac{r_g}{l_g} \begin{bmatrix} i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} + \omega_s \begin{bmatrix} i_{qg}^e \\ -i_{dg}^e \end{bmatrix} \quad (3.91)$$

Considerando as grandezas elétricas $[v_{dg}^e \ v_{qg}^e]$ e $[i_{dg}^e \ i_{qg}^e]$ como funções no tempo, é possível aplicar a transformada de Laplace às funções da Equação 3.91 a fim de encontrar funções de transferência entre as tensões de eixo (dq) e as correntes de eixo (dq). A partir destas funções de transferência torna-se possível estabelecer métodos de controle (controladores PI) que permitam encontrar tensões v_{dg}^e e v_{qg}^e que estabeleçam patamares pré-definidos de correntes i_{dg}^e e i_{qg}^e . Essas correntes são escolhidas de modo que o VSI-ER entregue uma tensão específica ao barramento CC. Lembrando que as tensões v_{dg}^e e v_{qg}^e são as tensões de eixo (dq) do lado trifásico do VSI-ER, os controladores PI mandam quais as referências de tensões de eixo (dq) devem ser sintetizadas, essas referências de tensões de eixo (dq) são transformadas em referências de tensões trifásicas equivalentes com auxílio da transformação inversa de Park. Através da técnica de chaveamento por PWM (do inglês, *Pulse Width Modulation*) essas referências são sintetizadas (na média) gerando as tensões trifásicas requeridas nos terminais trifásicos do VSI-ER ao chavear adequadamente os braços do retificador trifásico. Para tanto reagrupam-se os termos da Equação 3.91:

$$\begin{bmatrix} \frac{di_{dg}^e}{dt} \\ \frac{di_{qg}^e}{dt} \end{bmatrix} + \frac{r_g}{l_g} \begin{bmatrix} i_{dg}^e \\ i_{qg}^e \end{bmatrix} = \frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} v_{dg}^e \\ v_{qg}^e \end{bmatrix} + \omega_s \begin{bmatrix} i_{qg}^e \\ -i_{dg}^e \end{bmatrix} \quad (3.92)$$

Aplica-se a transformada de Laplace, para condições iniciais nulas, nas funções da Equação 3.92:

$$s \cdot \begin{bmatrix} I_{dg}^e(s) \\ I_{qg}^e(s) \end{bmatrix} + \frac{r_g}{l_g} \cdot \begin{bmatrix} I_{dg}^e(s) \\ I_{qg}^e(s) \end{bmatrix} = -\frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} V_{dg}^e(s) \\ V_{qg}^e(s) \end{bmatrix} + \omega_s \cdot \begin{bmatrix} I_{qg}^e(s) \\ -I_{dg}^e(s) \end{bmatrix} + \frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s(s) \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.93)$$

$$\left(s + \frac{r_g}{l_g}\right) \cdot \begin{bmatrix} I_{dg}^e(s) \\ I_{qg}^e(s) \end{bmatrix} = -\frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} V_{dg}^e(s) \\ V_{qg}^e(s) \end{bmatrix} - \frac{1}{l_g} \cdot (l_g \omega_s) \begin{bmatrix} -I_{qg}^e(s) \\ I_{dg}^e(s) \end{bmatrix} + \frac{1}{l_g} \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s(s) \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.94)$$

$$\begin{bmatrix} I_{dg}^e(s) \\ I_{qg}^e(s) \end{bmatrix} = \left(\frac{-1/l_g}{s + \frac{r_g}{l_g}}\right) \cdot \begin{bmatrix} V_{dg}^e(s) \\ V_{qg}^e(s) \end{bmatrix} + \left(\frac{-1/l_g}{s + \frac{r_g}{l_g}}\right) \cdot \begin{bmatrix} -l_g \omega_s I_{qg}^e(s) \\ l_g \omega_s I_{dg}^e(s) \end{bmatrix} + \left(\frac{1/l_g}{s + \frac{r_g}{l_g}}\right) \cdot \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s(s) \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.95)$$

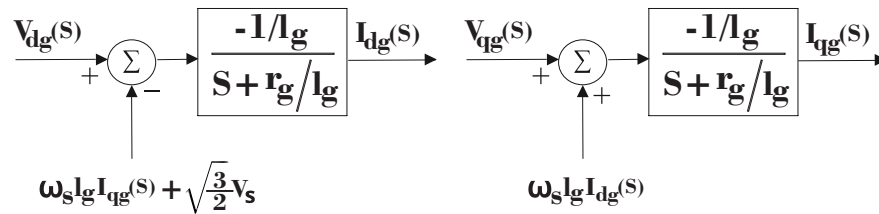
$$\begin{bmatrix} I_{dg}^e(s) \\ I_{qg}^e(s) \end{bmatrix} = \left(\frac{-1/l_g}{s + \frac{r_g}{l_g}}\right) \cdot \left(\begin{bmatrix} V_{dg}^e(s) \\ V_{qg}^e(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -l_g \omega_s I_{qg}^e(s) \\ l_g \omega_s I_{dg}^e(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s(s) \\ 0 \end{bmatrix} \right). \quad (3.96)$$

$$\begin{bmatrix} I_{dg}^e(s) \\ I_{qg}^e(s) \end{bmatrix} = \left(\frac{-1/l_g}{s + \frac{r_g}{l_g}}\right) \cdot \begin{bmatrix} V_{dg}^e(s) - (l_g \omega_s I_{qg}^e(s) + \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s(s)) \\ V_{qg}^e(s) + (l_g \omega_s I_{dg}^e(s)) \end{bmatrix}. \quad (3.97)$$

O modelo da Equação 3.97 consiste das plantas de corrente de eixo (d) e (q) do VSI-ER, essas plantas podem ser devidamente representadas pelos diagramas de blocos apresentados na Figura 3.9. A nível de controle, os termos $l_g \cdot \omega_s \cdot I_{qg}^e(s) + \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s(s)$ e $l_g \cdot \omega_s \cdot I_{dg}^e(s)$ são considerados perturbações. São implementados controladores PI em malha fechada que estabelecem as referências de v_{dg}^e e v_{qg}^e a fim de controlar as correntes i_{dg}^e e i_{dq}^e . Métodos de compensação permitem realizar o controle de maneira equivalente a não existirem as perturbações, para obter a compensação, faz-se necessário conhecer o valor das perturbações em tempo real no domínio do tempo: $l_g \cdot \omega_s \cdot i_{qg}^e + \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s$ e $l_g \cdot \omega_s \cdot i_{dg}^e$.

O objetivo da compensação é excluir o efeito das perturbações, a planta equivalente resultante do processo seria apenas a planta de primeira ordem com função de transferência

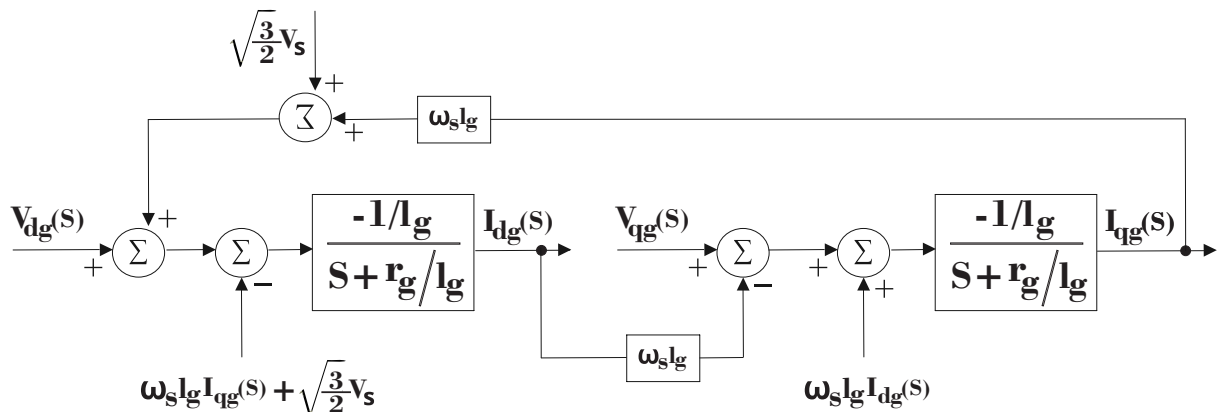
Figura 3.9 – Plantas de corrente de eixo (dq) de entrada do VSI-ER.



Fonte: Elaborada pelo autor.

$G(s) = \frac{-1/l_g}{s+r_g/l_g}$. A compensação consiste, então, em somar o termo $\omega_s \cdot l_g \cdot I_{qg}^e + \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s$ à entrada da planta de corrente de eixo (d), como também, subtrair o termo $\omega_s \cdot l_g \cdot I_{dg}^e$ da entrada da planta de corrente de eixo (q), na Figura 3.9. Nota-se que a compensação da planta de eixo (d) depende da saída da planta de eixo (q) e vice-versa, implementa-se, portanto, a compensação em conjunto de forma cruzada, como expresso na Figura 3.10.

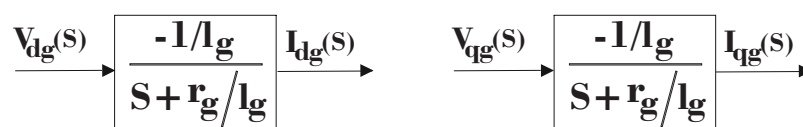
Figura 3.10 – Plantas de corrente de eixo (dq), de entrada do VSI-ER, com compensação.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Considerando a compensação, as plantas da Figura 3.10 são equivalentes a duas plantas de primeira ordem, de acordo com a Figura 3.11.

Figura 3.11 – Plantas de corrente de eixo (dq) equivalentes, de entrada do VSI-ER.



Fonte: Elaborada pelo autor.

As plantas de primeira ordem da Figura 3.11 são submetidas ao controle em malha fechada utilizando controladores PI, como será expresso no capítulo 4, portanto os coeficientes da função de transferência de primeira ordem, presentes nos diagramas da Figura 3.11, são usados no cálculo dos parâmetros K_p e K_i dos controladores PI.

3.4 MODELAGEM DA PLANTA DE TENSÃO DO BARRAMENTO CC

São determinadas, na seção anterior, as plantas de corrente do VSI-ER no lado trifásico. As correntes do lado trifásico são controladas a fim de obter, no barramento CC, a tensão pré-determinada de funcionamento. Para tanto, ressalta-se que, usando o referencial vetor tensão estatórica [e], existe uma dependência entre a corrente de eixo (d) do lado trifásico e a tensão no barramento CC. Determina-se aqui a função de transferência entre a tensão no barramento CC e a corrente de eixo (d) do lado trifásico, do VSI-ER. O diagrama elétrico da planta de corrente de entrada do VSI-ER é apresentado na Figura 3.8.

De acordo com Wu e Sun (2018), a potência ativa entregue pelo PAC (ponto de acoplamento comum) na entrada do ramo equivalente RL, da Figura 3.8, é dada por:

$$P_g = v_{df}^e \cdot i_{dg}^e + v_{qf}^e \cdot i_{qg}^e \quad (3.98)$$

Na Equação 3.98, v_{dqf}^e são as componentes de eixo (dq) das tensões trifásicas v_{abcf} , apresentadas na Figura 3.8. i_{dqg}^e são as componentes de eixo (dq) das correntes trifásicas i_{abcg} , do filtro LCL simplificado. O estator do DFIG está conectado diretamente ao PAC, então as tensões trifásicas do PAC são as próprias tensões estatóricas trifásicas do DFIG. Sendo v_{dqg}^e , as componentes de eixo (dq) das tensões trifásicas e estatóricas v_{abcs} do DFIG, é possível reescrever a Equação 3.98:

$$P_g = v_{ds}^e \cdot i_{dg}^e + v_{qs}^e \cdot i_{qg}^e \quad (3.99)$$

Na seção 3.3 é determinada a adoção do referencial vetor tensão estatórico e, portanto, têm-se: $v_{ds}^e = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s$ e $v_{qs}^e = 0$, onde V_s é a tensão de pico das tensões trifásicas senoidais do estator. Substituí-se as expressões de v_{ds}^e e v_{qs}^e acima, na Equação 3.99, para obter:

$$P_g = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot i_{dg}^e \quad (3.100)$$

Observando o diagrama elétrico da Figura 3.8 nota-se que, desconsiderando as perdas ôhmicas no resistor r_g e as perdas por chaveamento nas chaves do retificador, é factível aplicar o princípio da conservação da energia resultando que a potência ativa P_g , na entrada do conjunto ramo equivalente RL + VSI-ER, dada na Equação 3.100, é igual à potência ativa de saída do conjunto dada por $P_{dc} = V_{dc} \cdot i_{dc}$, com V_{dc} consistindo na tensão do barramento CC bem como i_{dc} consistindo na corrente contínua de saída do retificador, ambos representados na Figura 3.8. Negligenciam-se as perdas consumando, assim, que $P_g = P_{dc}$, logo :

$$\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot i_{dg}^e = V_{dc} \cdot i_{dc} \quad . \quad (3.101)$$

Para o capacitor da Figura 3.8 na saída do retificador, tem-se :

$$C_g \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} = i_{dc} - i_L \quad . \quad (3.102)$$

Multiplica-se, por V_{dc} , os dois lados da Equação 3.102 obtendo :

$$C_g \cdot V_{dc} \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} = V_{dc} \cdot i_{dc} - V_{dc} \cdot i_L \quad . \quad (3.103)$$

O termo $V_{dc} \cdot i_{dc}$, da Equação 3.103, é dado, na Equação 3.101, como $\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot i_{dg}^e$. Escreve-se, desse modo, a Equação 3.103 como :

$$C_g \cdot V_{dc} \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot i_{dg}^e - V_{dc} \cdot i_L \quad . \quad (3.104)$$

$$C_g \cdot V_{dc} \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} + V_{dc} \cdot i_L = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot i_{dg}^e \quad . \quad (3.105)$$

Consideram-se V_{dc} e i_{dg}^e como funções no tempo, a Equação 3.106 é, portanto, uma equação diferencial de primeira ordem com um coeficiente variável:

$$C_g \cdot V_{dc}(t) \cdot \frac{dV_{dc}(t)}{dt} + V_{dc}(t) \cdot i_L = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot i_{dg}^e(t) \quad . \quad (3.106)$$

Nota-se que o coeficiente $C_g \cdot V_{dc}(t)$, que acompanha a derivada $\frac{dV_{dc}}{dt}$, é uma função do tempo. Considerando que a tensão $V_{dc}(t)$ alcança patamares nominais rapidamente, é possível substituir $V_{dc}(t)$ por V_{dc}^{nom} na Equação 3.106, sendo V_{dc}^{nom} a tensão nominal do barramento CC. Esta substituição torna o modelo da Equação 3.106 um sistema de primeira ordem LCIT (Linear Contínuo Invariante no Tempo). Procedendo com esta substituição, é possível reescrever a Equação 3.106 como uma equação diferencial de primeira ordem com coeficientes constantes:

$$C_g \cdot V_{dc}^{nom} \cdot \frac{dV_{dc}(t)}{dt} + i_L \cdot V_{dc}(t) = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot i_{dg}^e(t) \quad (3.107)$$

Aplicando-se a transformada de Laplace, para condições iniciais nulas, às funções dos dois lados da Equação 3.107, é obtida a equação relacionando as transformadas das grandezas de entrada e saída do sistema de primeira ordem proposto:

$$C_g \cdot V_{dc}^{nom} \cdot s \cdot V_{dc}(s) + i_L \cdot V_{dc}(s) = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot I_{dg}^e(s) \quad (3.108)$$

Sendo $V_{dc}(s)$ e $I_{dg}^e(s)$, as transformadas de Laplace das funções $V_{dc}(t)$ e $i_{dg}^e(t)$, respectivamente. A Equação 3.108 é equivalente a:

$$[C_g \cdot V_{dc}^{nom} \cdot s + i_L] \cdot V_{dc}(s) = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \cdot I_{dg}^e(s) \quad (3.109)$$

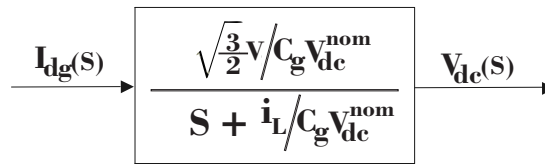
$$\frac{V_{dc}(s)}{I_{dg}^e(s)} = \frac{\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s}{C_g \cdot V_{dc}^{nom} \cdot s + i_L} \quad (3.110)$$

A Equação 3.110 representa a função de transferência entre a corrente de eixo (d) de entrada do VSI-ER e a tensão do barramento CC após a retificação, que pode ser escrita formalmente como:

$$G(s) = \frac{V_{dc}(s)}{I_{dg}^e(s)} = \frac{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s) / (C_g \cdot V_{dc}^{nom})}{s + i_L / (C_g \cdot V_{dc}^{nom})} \quad (3.111)$$

A função de transferência da Equação 3.111 pode ser descrita pelo diagrama de blocos da Figura 3.12, a seguir :

Figura 3.12 – Planta de tensão no barramento CC.



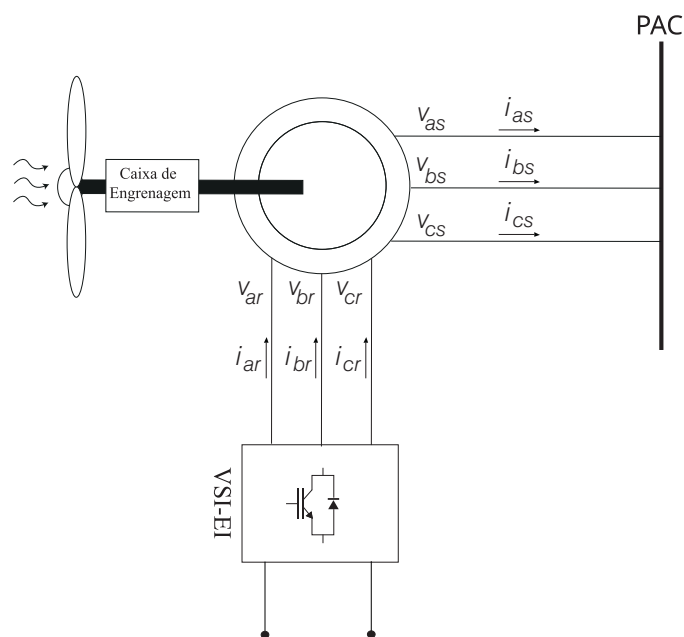
Fonte: Elaborada pelo autor.

A planta de primeira ordem da Figura 3.12 é submetida ao controle em malha fechada utilizando controladores PI, como está expresso no capítulo 4, portanto os coeficientes da função de transferência de primeira ordem, presente na figura acima, são usados no cálculo dos parâmetros K_p e K_i dos controladores PI.

3.5 MODELAGEM DA MÁQUINA DE INDUÇÃO

Um recorte do diagrama elétrico do SGD proposto neste trabalho, da Figura 3.1, é apresentado na Figura 3.13 trazendo em evidência o DFIG e suas tensões e correntes estáticas e rotóricas.

Figura 3.13 – Diagrama elétrico do DFIG conectado ao PAC (retirado do diagrama completo do SGD, da Figura 3.1).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Neste trabalho são usados controladores PI (Proporcional Integrativo) de corrente

para garantir que as correntes estatóricas i_{abcs} , da Figura 3.13, sejam tais que patamares pré-determinados de potência ativa e reativa sejam entregues ao PAC pelo estator do DFIG. Especificamente do lado do rotor, faz-se necessário deteminar como as tensões nos terminais se relacionam matematicamente com as correntes dos mesmos (plantas de corrente). Para tanto considera-se o modelo elétrico da máquina de indução apresentado na Figura 3.14. Através da aplicação da lei de Kirchhoff das tensões em cada fase do estator e do rotor da máquina, apresentada na Figura 3.14, obtém-se o equacionamento elétrico do estator, da Equação 3.112, e também do rotor, da Equação 3.116. Também é obtido o modelo elétrico do DFIG no referencial (dq) através da aplicação da transformada de Park utilizando o referencial vetor fluxo estatórico.

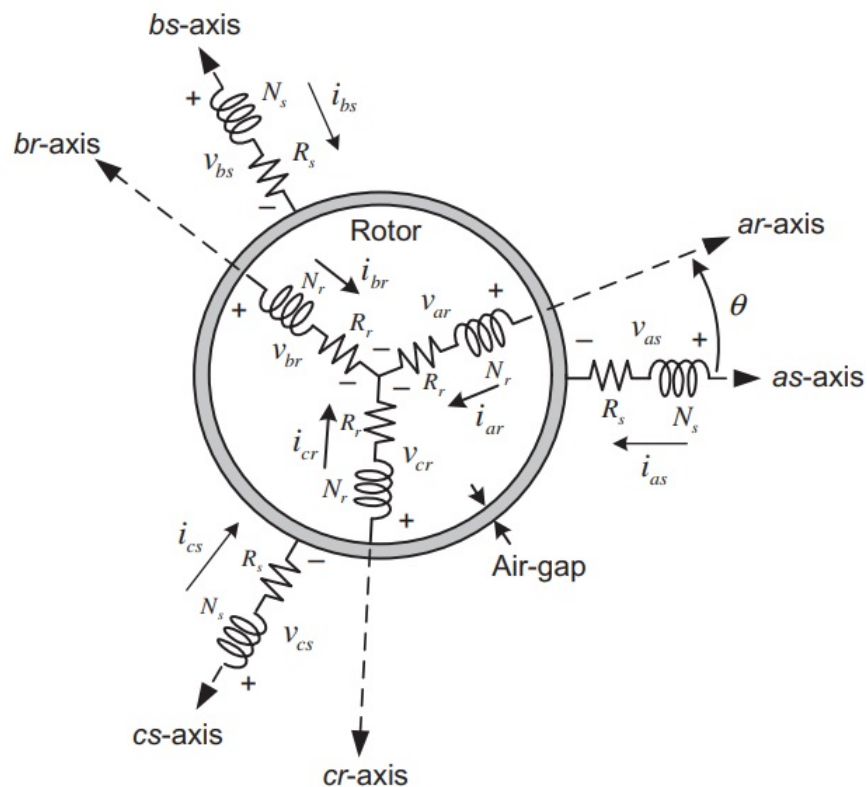


Figura 3.14 – Diagrama elétrico da máquina de indução.

Fonte: Kim (2017).

$$[v_{abcs}] = R_s \cdot [i_{abcs}] + \frac{d[\lambda_{abcs}]}{dt}, \quad (3.112)$$

sendo,

$$[v_{abcs}] = \begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix}, \quad (3.113)$$

$$[i_{abc}] = \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix}, \quad (3.114)$$

e

$$[\lambda_{abc}] = \begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix}, \quad (3.115)$$

Na Equação 3.112, $[\lambda_{abc}]$ consiste das parcelas do fluxo resultante concatenadas com os enrolamentos das fases estator.

$$[v_{abc}] = R_r \cdot [i_{abc}] + \frac{d[\lambda_{abc}]}{dt}, \quad (3.116)$$

sendo,

$$[v_{abc}] = \begin{bmatrix} v_{ar} \\ v_{br} \\ v_{cr} \end{bmatrix}, \quad (3.117)$$

$$[i_{abc}] = \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}, \quad (3.118)$$

e

$$[\lambda_{abc}] = \begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix}. \quad (3.119)$$

Na Equação 3.112, $[\lambda_{abc}]$ consiste das parcelas do fluxo resultante concatenadas com os enrolamentos das fases rotor.

No modelo da máquina de indução, apresentado na Figura 3.14, existem 6 enrolamentos ao todo, portanto o fluxo magnético concatenado em cada enrolamento do estator ou do rotor depende do fluxo do próprio enrolamento, bem como dos fluxos gerados pelos outros cinco enrolamentos presentes na máquina. Os fluxos de interação entre as fases dependem, também, das indutâncias mútuas entre as fases, apresentadas na Equação 3.122 e Equação 3.123.

Para o estator, tem-se:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{asas} + \lambda_{asbs} + \lambda_{ascs} + \lambda_{asar} + \lambda_{asbr} + \lambda_{ascr} \\ \lambda_{bsas} + \lambda_{bsbs} + \lambda_{bscs} + \lambda_{bsar} + \lambda_{bsbr} + \lambda_{bscr} \\ \lambda_{csas} + \lambda_{csbs} + \lambda_{cscs} + \lambda_{csar} + \lambda_{csbr} + \lambda_{cscr} \end{bmatrix}, \quad (3.120)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{asas} + \lambda_{asbs} + \lambda_{ascs} \\ \lambda_{bsas} + \lambda_{bsbs} + \lambda_{bscs} \\ \lambda_{csas} + \lambda_{csbs} + \lambda_{cscs} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \lambda_{asar} + \lambda_{asbr} + \lambda_{ascr} \\ \lambda_{bsar} + \lambda_{bsbr} + \lambda_{bscr} \\ \lambda_{csar} + \lambda_{csbr} + \lambda_{cscr} \end{bmatrix}. \quad (3.121)$$

Aplica-se a identidade física $\lambda = L \cdot i$, da definição formal de indutância, aos fluxos da Equação 3.121, obtendo:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{asas}i_{as} + L_{asbs}i_{bs} + L_{bscs}i_{cs} \\ L_{bsas}i_{as} + L_{bsbs}i_{bs} + L_{bscs}i_{cs} \\ L_{csas}i_{as} + L_{csbs}i_{bs} + L_{cscs}i_{cs} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{asar}i_{ar} + L_{asbr}i_{br} + L_{ascr}i_{cr} \\ L_{bsar}i_{ar} + L_{bsbr}i_{br} + L_{bscr}i_{cr} \\ L_{csar}i_{ar} + L_{csbr}i_{br} + L_{cscr}i_{cr} \end{bmatrix}, \quad (3.122)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{asas} & L_{asbs} & L_{ascs} \\ L_{bsas} & L_{bsbs} & L_{bscs} \\ L_{csas} & L_{csbs} & L_{cscs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{asar} & L_{asbr} & L_{ascr} \\ L_{bsar} & L_{bsbr} & L_{bscr} \\ L_{csar} & L_{csbr} & L_{cscr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}. \quad (3.123)$$

O modelo da Equação 3.123 contém a relação entre os fluxos estatóricos e as correntes da máquina e pode ser representado por:

$$[\lambda_{abc}] = [L_s] \cdot [i_{abc}] + [L_{sr}] \cdot [i_{abc}]. \quad (3.124)$$

sendo,

$$[\lambda_{abc}] = \begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix}, \quad (3.125)$$

$$[i_{abc}] = \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix}, \quad (3.126)$$

$$[i_{abc}] = \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}, \quad (3.127)$$

$$[L_s] = \begin{bmatrix} L_{asas} & L_{asbs} & L_{ascs} \\ L_{bsas} & L_{bsbs} & L_{bscs} \\ L_{csas} & L_{csbs} & L_{cscs} \end{bmatrix}, \quad (3.128)$$

e

$$[L_{sr}] = \begin{bmatrix} L_{asar} & L_{asbr} & L_{ascr} \\ L_{bsar} & L_{bsbr} & L_{bscr} \\ L_{csar} & L_{csbr} & L_{cscr} \end{bmatrix}. \quad (3.129)$$

Para o rotor, tem-se:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{arar} + \lambda_{arbr} + \lambda_{arcr} + \lambda_{aras} + \lambda_{arbs} + \lambda_{arcs} \\ \lambda_{brar} + \lambda_{brbr} + \lambda_{brcr} + \lambda_{bras} + \lambda_{brbs} + \lambda_{brcs} \\ \lambda_{crar} + \lambda_{crbr} + \lambda_{cr cr} + \lambda_{cras} + \lambda_{crbs} + \lambda_{cr cs} \end{bmatrix}, \quad (3.130)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{arar} + \lambda_{arbr} + \lambda_{arcr} \\ \lambda_{brar} + \lambda_{brbr} + \lambda_{brcr} \\ \lambda_{crar} + \lambda_{crbr} + \lambda_{cr cr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \lambda_{asar} + \lambda_{asbr} + \lambda_{ascr} \\ \lambda_{bsar} + \lambda_{bsbr} + \lambda_{bscr} \\ \lambda_{csar} + \lambda_{csbr} + \lambda_{cscr} \end{bmatrix}. \quad (3.131)$$

Aplica-se a identidade física $\lambda = L \cdot i$, da definição formal de indutância, aos fluxos da Equação 3.131, obtendo:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{arar}i_{ar} + L_{arbr}i_{br} + L_{arcr}i_{cr} \\ L_{brar}i_{ar} + L_{brbr}i_{br} + L_{brcr}i_{cr} \\ L_{crar}i_{ar} + L_{crbr}i_{br} + L_{cr cr}i_{cr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{aras}i_{as} + L_{arbs}i_{bs} + L_{arcs}i_{cs} \\ L_{bras}i_{as} + L_{brbs}i_{bs} + L_{brcs}i_{cs} \\ L_{cras}i_{as} + L_{crbs}i_{bs} + L_{cr cs}i_{cs} \end{bmatrix}, \quad (3.132)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{arar} & L_{arbr} & L_{arcr} \\ L_{brar} & L_{brbr} & L_{brcr} \\ L_{crar} & L_{crbr} & L_{cr cr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{aras} & L_{arbs} & L_{arcs} \\ L_{bras} & L_{brbs} & L_{brcs} \\ L_{cras} & L_{crbs} & L_{cr cs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix}. \quad (3.133)$$

O modelo da Equação 3.133 contém a relação entre os fluxos rotóricos e as correntes da máquina e pode ser representado por:

$$[\lambda_{abcr}] = [L_r] \cdot [i_{abcr}] + [L_{rs}] \cdot [i_{abcs}]. \quad (3.134)$$

sendo,

$$[\lambda_{abcr}] = \begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix}, \quad (3.135)$$

$$[i_{abcr}] = \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}, \quad (3.136)$$

$$[i_{abcs}] = \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix}, \quad (3.137)$$

$$[L_r] = \begin{bmatrix} L_{arar} & L_{arbr} & L_{arcr} \\ L_{brar} & L_{brbr} & L_{brcr} \\ L_{crar} & L_{crbr} & L_{crcr} \end{bmatrix}, \quad (3.138)$$

e

$$[L_{rs}] = \begin{bmatrix} L_{aras} & L_{arbs} & L_{arcs} \\ L_{bras} & L_{brbs} & L_{brcs} \\ L_{cras} & L_{crbs} & L_{crcs} \end{bmatrix}. \quad (3.139)$$

No livro de Umans (2014), é desenvolvido o modelo das indutâncias próprias e mútuas - Equação 3.128, Equação 3.129, Equação 3.138 e Equação 3.139 - para o estator e para o rotor da máquina de indução. De acordo com este modelo, para máquinas de indução com mesmo número de espiras no estator e no rotor, as matrizes $[L_s]$, $[L_{sr}]$, $[L_r]$ e $[L_{rs}]$, são dadas por:

$$[L_s] = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & -\frac{L_{ms}}{2} & -\frac{L_{ms}}{2} \\ -\frac{L_{ms}}{2} & L_{ls} + L_{ms} & -\frac{L_{ms}}{2} \\ -\frac{L_{ms}}{2} & -\frac{L_{ms}}{2} & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix}, \quad (3.140)$$

$$[L_{sr}] = [L_{sr}(\theta)] = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta + 120^\circ) & \cos(\theta - 120^\circ) \\ \cos(\theta - 120^\circ) & \cos \theta & \cos(\theta + 120^\circ) \\ \cos(\theta + 120^\circ) & \cos(\theta - 120^\circ) & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad (3.141)$$

$$[L_r] = \begin{bmatrix} L_{lr} + L_{mr} & -\frac{L_{mr}}{2} & -\frac{L_{mr}}{2} \\ -\frac{L_{mr}}{2} & L_{lr} + L_{mr} & -\frac{L_{mr}}{2} \\ -\frac{L_{mr}}{2} & -\frac{L_{mr}}{2} & L_{lr} + L_{mr} \end{bmatrix}, \quad (3.142)$$

$$[L_{rs}] = [L_{rs}(\theta)] = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - 120^\circ) & \cos(\theta + 120^\circ) \\ \cos(\theta + 120^\circ) & \cos \theta & \cos(\theta - 120^\circ) \\ \cos(\theta - 120^\circ) & \cos(\theta + 120^\circ) & \cos \theta \end{bmatrix}. \quad (3.143)$$

Conforme apresentado em Umans (2014), θ é o defasamento angular entre a fase (a) do rotor e a fase (a) do estator, em regime permanente o rotor rotaciona com velocidade angular constante ω . L_{ms} é a indutância de magnetização por fase do estator e é dada por:

$$L_{ms} = \mu_0 N_s^2 \left(\frac{rl}{g} \right) \left(\frac{\pi}{4} \right), \quad (3.144)$$

Na Equação 3.144, N_s o número de espiras dos enrolamentos estatóricos, r o raio médio do entreferro da máquina, l o comprimento axial e g o comprimento do entreferro. L_{mr} é a indutância de magnetização por fase do rotor e é dada por:

$$L_{mr} = \mu_0 N_r^2 \left(\frac{rl}{g} \right) \left(\frac{\pi}{4} \right). \quad (3.145)$$

Na Equação 3.145, N_r o número de espiras dos enrolamentos rotóricos da máquina, r o raio médio do entreferro, l o comprimento axial e g o comprimento do entreferro. No caso específico deste trabalho temos $N_r = N_s$. Considerando aqui que o número de espiras no estator é igual ao número de espiras no rotor, tem-se:

$$L_{ms} = L_{mr} = L_m. \quad (3.146)$$

L_{ls} e L_{lr} são as indutâncias de dispersão dos enrolamentos do estator e do rotor, respectivamente. L_{ls} e L_{lr} podem ser obtidas por via de ensaios na máquina.

3.5.1 Modelo da máquina de indução no referencial (0-dq)

O modelo elétrico da máquina de indução no referencial trifásico (123), consiste nas equações das tensões de fase estatóricas e rotóricas, da Equação 3.112 e Equação 3.116, nestas equações as tensões nas fases da máquina dependem das correntes de fase e dos fluxos concatenados. Os modelos dos fluxos estatóricos e rotóricos, dependendo das correntes de fase da máquina, estão apresentados na Equação 3.124 e Equação 3.134 e são anexados ao modelo da máquina a fim de estabelecer a relação direta entre as tensões de fase da máquina e as correntes de fase da máquina. Considera-se, neste trabalho, que a máquina trabalha em condições ideais, de forma que suas grandezas trifásicas são senoidais simétricas e equilibradas, sendo assim é possível usar a transformação de Park para representar cada conjunto de grandezas trifásicas (tensões trifásicas, fluxos trifásicos ou correntes trifásicas) através de apenas dois vetores em um referencial bifásico girante. Para o controle das correntes rotóricas da máquina no referencial (dq), é empregado o referencial fluxo estatórico, sendo designado o sobrescrito [f] para representar este referencial.

Para o estator definem-se 3 transformações trifásica - bifásica através da transformada de Park:

$$\begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.147)$$

Para o rotor, tem-se :

$$\begin{bmatrix} v_{ar} \\ v_{br} \\ v_{cr} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} v_{dr} \\ v_{qr} \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix}. \quad (3.148)$$

O modelo elétrico da máquina no referencial trifásico (123) é dado por:

Estató:

$$[v_{abc}] = R_s \cdot [i_{abc}] + \frac{d}{dt} [\lambda_{abc}], \quad (3.149)$$

$$[\lambda_{abc}] = [L_s] \cdot [i_{abc}] + [L_{sr}(\theta)] \cdot [i_{abc}]. \quad (3.150)$$

Roto:

$$[v_{abc}] = R_r \cdot [i_{abc}] + \frac{d}{dt} [\lambda_{abc}], \quad (3.151)$$

$$[\lambda_{abc}] = [L_r] \cdot [i_{abc}] + [L_{rs}(\theta)] \cdot [i_{abc}]. \quad (3.152)$$

No modelo elétrico da máquina acima, o ângulo θ representa o deslocamento angular entre a fase (a) do rotor e a fase (a) do estator. A transformação de Park é dada por:

$$[f_{0dq}] = T(\theta_s) \cdot [f_{abc}]. \quad (3.153)$$

sendo,

$$[f_{0dq}] = \begin{bmatrix} f_0 \\ f_d \\ f_q \end{bmatrix}, \quad (3.154)$$

$$[f_{abc}] = \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix}, \quad (3.155)$$

$$T(\theta_s) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \theta_s & \cos(\theta_s - 120^\circ) & \cos(\theta_s - 240^\circ) \\ -\sin \theta_s & -\sin(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.156)$$

Na Equação 3.156, $\theta_s = \omega_s \cdot t + \alpha_s$ onde α_s representa o deslocamento angular do vetor girante de referência no instante $t=0$. Aplicando a transformada de Park ao modelo de tensão estatórica da Equação 3.149, obtém-se:

$$T(\theta_s) \cdot [v_{abc}] = T(\theta_s) \cdot R_s \cdot [i_{abc}] + T(\theta_s) \cdot \frac{d}{dt} [\lambda_{abc}]. \quad (3.157)$$

Na Equação 3.157, tem-se: $T(\theta_s)[v_{abc}] = [v_{0dq}^f]$, $[i_{abc}] = T(\theta_s)^{-1}[i_{0dq}^f]$ e $[\lambda_{abc}] = T(\theta_s)^{-1}[\lambda_{0dq}^f]$, logo a Equação 3.157 pode ser reescrita como:

$$[v_{0dq}^f] = T(\theta_s) \cdot R_s \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dq}^f] + T(\theta_s) \cdot \frac{d}{dt} (T(\theta_s)^{-1} \cdot [\lambda_{0dq}^f]). \quad (3.158)$$

sendo,

$$[v_{0dq}^f] = \begin{bmatrix} v_{0s}^f \\ v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad (3.159)$$

$$[i_{0dq}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad (3.160)$$

e

$$[\lambda_{0dq}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.161)$$

Na Equação 3.160 e Equação 3.161, as componentes homopolares $\lambda_{0s}^f = i_{0s}^f = 0$ (grandezas simétricas e equilibradas). Considerando a Equação 3.158, o termo $T(\theta_s) \cdot R_s \cdot T(\theta_s)^{-1}$ pode ser escrito como:

$$T(\theta_s) \cdot R_s \cdot T(\theta_s)^{-1} = R_s \cdot T(\theta_s) \cdot T(\theta_s)^{-1} = R_s \cdot [I]. \quad (3.162)$$

sendo,

$$[I] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (3.163)$$

Ainda considerando a Equação 3.158, aplica-se a propriedade da derivada do produto matricial ao termo $\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1} \cdot [\lambda_{0dqs}^f])$, obtendo:

$$\frac{d}{dt}(T(\theta_s)^{-1} \cdot [\lambda_{0dqs}^f]) = T(\theta_s)^{-1} \cdot \frac{d}{dt}[\lambda_{0dqs}^f] + \left(\frac{d}{dt}T(\theta_s)^{-1}\right) \cdot [\lambda_{0dqs}^f]. \quad (3.164)$$

Substituindo a Equação 3.164 e a Equação 3.162 na Equação 3.158, tem-se :

$$[v_{0dqs}^f] = R_s \cdot [I] \cdot [i_{0dqs}^f] + T(\theta_s) \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot \frac{d}{dt}[\lambda_{0dqs}^f] + T(\theta_s) \cdot \left(\frac{d}{dt}T(\theta_s)^{-1}\right) \cdot [\lambda_{0dqs}^f] \quad (3.165)$$

$$[v_{0dqs}^f] = R_s \cdot [i_{0dqs}^f] + \frac{d}{dt}[\lambda_{0dqs}^f] + T(\theta_s) \cdot \left(\frac{d}{dt}T(\theta_s)^{-1}\right) \cdot [\lambda_{0dqs}^f]. \quad (3.166)$$

De acordo com Wu e Sun (2018), $T(\theta_s) \cdot \left(\frac{d}{dt}T(\theta_s)^{-1}\right)$, da Equação 3.166, é dado por:

$$T(\theta_s) \cdot \left(\frac{d}{dt}T(\theta_s)^{-1}\right) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\omega_s \\ 0 & \omega_s & 0 \end{bmatrix}. \quad (3.167)$$

Substituindo a matriz da Equação 3.167 no modelo elétrico de tensão estática da Equação 3.166 e expandindo as matrizes $[v_{0dqs}^f]$, $[i_{0dqs}^f]$ e $[\lambda_{0dqs}^f]$, obtém-se o modelo das tensões estáticas no referencial (dq).

$$\begin{bmatrix} v_{os}^f \\ v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = R_s \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} 0 \\ \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\omega_s \\ 0 & \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.168)$$

Desconsiderando as componentes homopolares nulas, o modelo da Equação 3.168 pode ser reduzido para:

$$\begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = R_s \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.169)$$

É possível proceder de maneira análoga ao que é feito com estator para encontrar a equação das tensões rotóricas no referencial (dq), é necessário, no entanto, ressaltar que o rotor rotaciona a uma velocidade angular ω , portanto o fluxo magnético girante do estator (e também o resultante) é visto do rotor a uma velocidade angular $\omega_r = \omega_s - \omega$, lembrando que ω_s depende da frequência com que a máquina está sendo alimentada em tensão ou em corrente. As grandezas elétricas trifásicas do rotor (tesões nas fases, correntes nas fases e fluxos gerados pelos enrolamentos das fases) têm, portanto, frequência $\frac{|\omega_r|}{2\pi} Hz$, logo é possível deduzir a equação das tensões rotóricas no referencial (dq) à luz do que foi feito no caso do estator.

$$\begin{bmatrix} v_{dr}^f \\ v_{qr}^f \end{bmatrix} = R_r \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} 0 & -\omega_r \\ \omega_r & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix}. \quad (3.170)$$

Para completar o modelo da máquina no referencial (dq), reescreve-se o modelo dos fluxos estatóricos e rotóricos, da Equação 3.150 e Equação 3.152, em função das componentes no referencial (dq). Aplica-se a transformação de Park dos dois lados da Equação 3.150 para obter os fluxos estatóricos representados no referencial bifásico (dq):

$$T(\theta_s) \cdot [\lambda_{abc}] = T(\theta_s) \cdot [L_s] \cdot [i_{abc}] + T(\theta_s) \cdot [L_{sr}(\theta)] \cdot [i_{abc}] \quad (3.171)$$

Na Equação 3.171, θ_s é o defasamento angular do vetor de referência do referencial (dq), em relação a fase (a) do estator, dado por $\theta_s = \omega_s \cdot t + \alpha_s$. O ângulo θ é o deslocamento angular mecânico do rotor, mais precisamente o deslocamento angular entre a fase (A) do rotor e a fase (A) do estator. Estando o rotor a uma velocidade angular de regime permanente $\omega \text{ rad.s}^{-1}$, tem-se $\theta = \omega \cdot t + \alpha$. O deslocamento angular do eixo (d) em relação a fase (A) do rotor é $\theta_r = \theta_s - \theta = (\omega_s - \omega) \cdot t + (\alpha_s - \alpha) = \omega_r \cdot t + \alpha_r$. Em relação ao rotor, o eixo (d) de referência está a uma velocidade angular $\omega_r = \omega_s - \omega$. Para o caso da máquina como gerador, tem-se $\omega > \omega_s$ e $\omega_r < 0$, ou seja, em relação ao rotor, o eixo (d) gira no sentido contrário ao sentido de rotação quando é visto do estator. Para as grandezas rotóricas, o ângulo de referência utilizado na transformada de Park é o ângulo θ_r . Na Equação 3.171, tem-se: $T(\theta_s) [\lambda_{abc}] = [\lambda_{0dq}^f]$, $[i_{abc}] = T(\theta_s)^{-1} [i_{0dq}^f]$ e $[i_{abc}] = T(\theta_r)^{-1} [i_{0dqr}^f]$, logo a Equação 3.171 pode ser reescrita como:

$$[\lambda_{0dq}^f] = T(\theta_s) \cdot [L_s] \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dq}^f] + T(\theta_s) \cdot [L_{sr}(\theta)] \cdot T(\theta_r)^{-1} \cdot [i_{0dqr}^f] \quad (3.172)$$

sendo,

$$[\lambda_{0dq}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad (3.173)$$

$$[i_{0dqs}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad (3.174)$$

$$[i_{0dqr}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix}, \quad (3.175)$$

$$T(\theta_s) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \theta_s & \cos(\theta_s - 120^\circ) & \cos(\theta_s - 240^\circ) \\ -\sin \theta_s & -\sin(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix}, \quad (3.176)$$

$$[L_{sr}(\theta)] = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos \theta & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad (3.177)$$

e

$$T(\theta_r)^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_r) & -\sin(\theta_r) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_r - 120^\circ) & -\sin(\theta_r - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_r - 240^\circ) & -\sin(\theta_r - 240^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.178)$$

Na Equação 3.189, Equação 3.190 e Equação 3.191, as componentes homopolares $\lambda_{0s}^f = i_{0s}^f = i_{0r}^f = 0$ (grandezas simétricas e equilibradas). De acordo com Wu e Sun (2018), as matrizes $T(\theta_s) \cdot [L_s] \cdot T(\theta_s)^{-1}$ e $T(\theta_s) \cdot [L_{sr}(\theta)] \cdot T(\theta_r)^{-1}$, da Equação 3.172, são dadas por:

$$T(\theta_s) \cdot [L_s] \cdot T(\theta_s)^{-1} = \begin{bmatrix} L_{ls} & 0 & 0 \\ 0 & L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms} & 0 \\ 0 & 0 & L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms} \end{bmatrix}, \quad (3.179)$$

e

$$T(\theta_s) \cdot [L_{sr}(\theta)] \cdot T(\theta_r)^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2}L_{mr} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{3}{2}L_{mr} \end{bmatrix}. \quad (3.180)$$

Substituindo as expressões das matrizes $T(\theta_s)$, $T(\theta_r)^{-1}$, $T(\theta_s) \cdot [L_s] \cdot T(\theta_s)^{-1}$ e $T(\theta_s) \cdot [L_{sr}(\theta)] \cdot T(\theta_r)^{-1}$, no modelo dos fluxos estáticos no referencial (dq), da Equação 3.172, e expandindo as matrizes $[\lambda_{0dqs}^f]$, $[i_{0dqs}^f]$ e $[i_{0dqr}^f]$, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{ls} & 0 & 0 \\ 0 & L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms} & 0 \\ 0 & 0 & L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2}L_{mr} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{3}{2}L_{mr} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} \quad (3.181)$$

Desconsideram-se as componentes homopolares nulas da Equação 3.181 obtendo o modelo dos fluxos estáticos no referencial (dq), da Equação 3.183.

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms} & 0 \\ 0 & L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{3}{2}L_{mr} & 0 \\ 0 & -\frac{3}{2}L_{mr} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} \quad (3.182)$$

Para a máquina de rotor cilíndrico, de polos lisos, com entreferro uniforme e número igual de espiras no estator e no rotor, tem-se $L_{ms}=L_{mr}=l_m$. Reescreve-se a Equação 3.183 como:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & 0 \\ 0 & L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} \quad (3.183)$$

sendo,

$$L_s = L_{ls} + \frac{3}{2} \cdot l_m \quad (3.184)$$

e

$$L_m = \frac{3}{2} \cdot l_m \quad (3.185)$$

O modelo dos fluxos rotóricos no referencial (dq), da Equação 3.152, é dado por:

$$[\lambda_{abcr}] = [L_r] \cdot [i_{abcr}] + [L_{rs}(\theta)] \cdot [i_{abcs}] \quad (3.186)$$

Aplicando a transformação de Park dos dois lados da Equação 3.186, considerando o defasamento angular do vetor de referência em relação ao rotor (θ_r), tem-se :

$$T(\theta_r) \cdot [\lambda_{abcr}] = T(\theta_r) \cdot L_R \cdot [i_{abcr}] + T(\theta_r) \cdot L_{RS}(\theta) \cdot [i_{abcs}] \quad (3.187)$$

Na Equação 3.187, tem-se: $T(\theta_r)[\lambda_{abc}] = [\lambda_{0dqr}^f]$, $[i_{abc}] = T(\theta_r)^{-1}[i_{0dqr}^f]$ e $[i_{abc}] = T(\theta_s)^{-1}[i_{0dqs}^f]$. A Equação 3.187 pode ser reescrita como :

$$[\lambda_{0dqr}^f] = T(\theta_r) \cdot L_R \cdot T(\theta_r)^{-1} \cdot [i_{0dqr}^f] + T(\theta_r) \cdot L_{RS}(\theta) \cdot T(\theta_s)^{-1} \cdot [i_{0dqs}^f] \quad . \quad (3.188)$$

sendo,

$$[\lambda_{0dqr}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix}, \quad (3.189)$$

$$[i_{0dqr}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix}, \quad (3.190)$$

$$[i_{0dqs}^f] = \begin{bmatrix} 0 \\ i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad (3.191)$$

$$T(\theta_r) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \theta_r & \cos(\theta_r - 120^\circ) & \cos(\theta_r - 240^\circ) \\ -\sin \theta_r & -\sin(\theta_r - 120^\circ) & -\sin(\theta_r - 240^\circ) \end{bmatrix}, \quad (3.192)$$

$$[L_{rs}(\theta)] = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos \theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad (3.193)$$

e

$$T(\theta_s)^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 120^\circ) & -\sin(\theta_s - 120^\circ) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_s - 240^\circ) & -\sin(\theta_s - 240^\circ) \end{bmatrix}. \quad (3.194)$$

De acordo com Wu e Sun (2018), as matrizes $T(\theta_r) \cdot L_R \cdot T(\theta_r)^{-1}$ e $T(\theta_r) \cdot L_{RS}(\theta) \cdot T(\theta_s)^{-1}$, da Equação 3.188, são dadas por:

$$T(\theta_r) \cdot L_R \cdot T(\theta_r)^{-1} = \begin{bmatrix} L_{lr} & 0 & 0 \\ 0 & L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr} & 0 \\ 0 & 0 & L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr} \end{bmatrix}, \quad (3.195)$$

e

$$T(\theta_r) \cdot L_{RS}(\theta) \cdot T(\theta_s)^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2}L_{ms} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{3}{2}L_{ms} \end{bmatrix} . \quad (3.196)$$

Substituindo as expressões das matrizes $T(\theta_r) \cdot [L_r] \cdot T(\theta_r)^{-1}$ e $T(\theta_r) \cdot [L_{rs}(\theta)] \cdot T(\theta_s)^{-1}$ no modelo dos fluxos estáticos no referencial (dq) da Equação 3.188 e expandindo as matrizes $[\lambda_{0dqr}^f]$, $[i_{0dqr}^f]$ e $[i_{0dqs}^f]$, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{lr} & 0 & 0 \\ 0 & L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr} & 0 \\ 0 & 0 & L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2}L_{ms} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{3}{2}L_{ms} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} . \quad (3.197)$$

Desconsideram-se as componentes homopolares nulas da Equação 3.197, obtendo o modelo dos fluxos estáticos no referencial (dq), da Equação 3.198.

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr} & 0 \\ 0 & L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{3}{2}L_{ms} & 0 \\ 0 & -\frac{3}{2}L_{ms} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} . \quad (3.198)$$

Para a máquina de rotor cilíndrico, de polos lisos, com entreferro uniforme e número igual de espiras no estator e no rotor, tem-se $L_{ms}=L_{mr}=l_m$. Reescreve-se a Equação 3.198 como:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_r & 0 \\ 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} . \quad (3.199)$$

sendo,

$$L_r = L_{lr} + \frac{3}{2} \cdot l_m . \quad (3.200)$$

e

$$L_m = \frac{3}{2} \cdot l_m . \quad (3.201)$$

Na presente subseção, são determinadas as transformações entre as tensões da máquina no referencial (dq) e as correntes e fluxos no mesmo referencial (dq). A fim de obter um modelo onde as tensões no referencial (dq) dependem apenas das correntes da máquina nesse mesmo referencial (dq), são determinadas as transformações entre os fluxos magnéticos da máquina no referencial (dq) e as correntes da máquina no mesmo referencial (dq). Com isso, auferem-se o modelo eletromagnético completo da máquina no referencial (dq) agrupando a Equação 3.169 e Equação 3.170, das tensões estatóricas e rotóricas no referencial (dq), com a Equação 3.183 e Equação 3.199, dos fluxos estatóricos e rotóricos no referencial (dq).

Estator :

$$\begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = R_s \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} . \quad (3.202)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & 0 \\ 0 & L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} . \quad (3.203)$$

Rotor :

$$\begin{bmatrix} v_{dr}^f \\ v_{qr}^f \end{bmatrix} = R_r \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} 0 & -\omega_r \\ \omega_r & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} . \quad (3.204)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_r & 0 \\ 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} . \quad (3.205)$$

$$\omega_r = \omega_s - \omega . \quad (3.206)$$

3.6 MODELAGEM DA PLANTA DE CORRENTE ROTÓRICA DA MÁQUINA DE INDUÇÃO

De posse do modelo da máquina de indução no referencial (dq), é demonstrado que, usando o referencial vetor fluxo estatórico, a potência ativa e reativa entregue pela máquina ao PAC, via estator, dependem das componentes de eixo (dq) das correntes trifásicas do rotor i_{dqr}^f . Mediante este fato, almeja-se estabelecer o controle das correntes rotóricas de eixo (dq) a fim de

obter patamares de potência ativa e reativa desejáveis à aplicação da máquina. Na modelagem da máquina, as correntes do estator são consideradas com sentido positivo saindo do PAC e entrando no estator, como exibido na Figura 3.14. A máquina está sendo usada como gerador logo o sentido do fluxo de potência é ao contrário do sentido positivo usado na modelagem, o que torna a potência entregue ao PAC, neste caso, negativa. Para transpor este obstáculo, adota-se o sentido positivo para as correntes do estator ao contrário(saindo do estator) do que foi proposto durante a modelagem(entrando no estator). Neste propósito, o sinal das componentes de eixo (dq) das correntes trifásicas estatóricas- i_{dqs}^f - é invertido no modelo eletromagnético da máquina no referencial (dq) da Equação 3.202, Equação 3.203, Equação 3.204 e Equação 3.205, resultando no modelo a seguir.

Estator :

$$\begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = -R_s \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad (3.207)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -L_s & 0 \\ 0 & -L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix}. \quad (3.208)$$

Rotor :

$$\begin{bmatrix} v_{dr}^f \\ v_{qr}^f \end{bmatrix} = R_r \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -\omega_r \\ \omega_r & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix}, \quad (3.209)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_r & 0 \\ 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -L_m & 0 \\ 0 & L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix}, \quad (3.210)$$

$$\omega_r = \omega_s - \omega. \quad (3.211)$$

Para o bom funcionamento do gerador, de forma a reduzir perdas, a resistência intrínseca R_s , dos enrolamentos do estator, deve ser projetadas com valor mais reduzido o possível, dessa maneira, desprezando-se R_s e considerando condição de regime permanente - $\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}$ - é possível reescrever a Equação 3.207, das tensões estatóricas de eixo (dq), como :

$$\begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.212)$$

Como já citado nesta mesma seção, é usado o referencial fluxo estatórico para controlar as correntes do rotor, desta forma a componente de eixo (d) dos fluxos estatóricos trifásicos é o próprio módulo do vetor girante de fluxo do estator, portanto $\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}$, com λ_s sendo o módulo do vetor girante de fluxo estatórico. A Equação 3.212 pode ser dada por:

$$\begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.213)$$

De acordo com a Equação 3.213, tem-se: $v_{ds}^f = 0$, logo o vetor girante de tensão estatórica possui apenas componente de eixo (q), a qual é, portanto, o próprio módulo do vetor tensão. No subseção sobre transformações entre referenciais trifásicos e bifásicos, é abordado que o módulo do vetor tensão estatórico é $|\vec{V}_s| = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s$, sendo V_s o valor de pico das tensões trifásicas do estator, logo $v_{qs}^f = |\vec{V}_s| = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s$, reescreve-se a Equação 3.213 como :

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.214)$$

$$\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s = \omega_s \cdot \lambda_s. \quad (3.215)$$

Daí tira-se o valor do módulo do vetor fluxo estatórico :

$$\lambda_s = \frac{\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V_s}{\omega_s}. \quad (3.216)$$

Agora substituem-se os valores dos fluxos estatóricos de eixo (dq) no modelo da Equação 3.208:

$$\begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -L_s & 0 \\ 0 & -L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix}. \quad (3.217)$$

Reorganizando os termos da Equação 3.217, é possível escrever :

$$\begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{L_m}{L_s} & 0 \\ 0 & -\frac{L_m}{L_s} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} \cdot \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.218)$$

De posse das correntes i_{ds}^f e i_{qs}^f , torna-se factível instituir o modelo dos fluxos rotóricos no referencial (dq) dependendo apenas das correntes rotóricas no referencial (dq), substituindo os valores das correntes estatóricas da Equação 3.218 no modelo dos fluxos rotóricos no referencial (dq), da Equação 3.210:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_r & 0 \\ 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -L_m & 0 \\ 0 & L_m \end{bmatrix} \cdot \left(\begin{bmatrix} \frac{L_m}{L_s} & 0 \\ 0 & -\frac{L_m}{L_s} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} \cdot \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix} \right) \quad (3.219)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_r & 0 \\ 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{L_m^2}{L_s} & 0 \\ 0 & \frac{L_m^2}{L_s} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.220)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = L_r \cdot \begin{bmatrix} 1 - \frac{L_m^2}{L_s L_r} & 0 \\ 0 & 1 - \frac{L_m^2}{L_s L_r} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.221)$$

Na Equação 3.221, institui-se: $\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_s L_r}$, ficando com :

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = L_r \cdot \begin{bmatrix} \sigma & 0 \\ 0 & \sigma \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.222)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_{dr}^f \\ \lambda_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma \cdot L_r \cdot i_{dr}^f + \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \\ \sigma \cdot L_r \cdot i_{qr}^f \end{bmatrix} \quad (3.223)$$

A fim de estabelecer o modelo das tensões rotóricas de referencial (dq) dependendo apenas das correntes rotóricas de referencial (dq), substitui-se as expressões dos fluxos rotóricos de referencial (dq), da Equação 3.223, no modelo das tensões rotóricas de referencial (dq), da Equação 3.209:

$$\begin{bmatrix} v_{dr}^f \\ v_{qr}^f \end{bmatrix} = R_r \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \sigma \cdot L_r \cdot i_{dr}^f + \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \\ \sigma \cdot L_r \cdot i_{qr}^f \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} 0 & -\omega_r \\ \omega_r & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma \cdot L_r \cdot i_{dr}^f + \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \\ \sigma \cdot L_r \cdot i_{qr}^f \end{bmatrix}, \quad (3.224)$$

$$\begin{bmatrix} v_{dr}^f \\ v_{qr}^f \end{bmatrix} = R_r \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} + \sigma \cdot L_r \cdot \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} -\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot i_{qr}^f \\ \sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot i_{dr}^f + \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \end{bmatrix}. \quad (3.225)$$

Reagrupando os termos da Equação 3.225, obtém-se :

$$\sigma \cdot L_r \cdot \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} \right) + R_r \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{dr}^f \\ v_{qr}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot i_{qr}^f \\ -\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot i_{dr}^f - \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s \end{bmatrix}. \quad (3.226)$$

Tomando as grandezas de eixo (dq) da Equação 3.226 como funções no tempo, aplica-se a transformada de Laplace, para condições iniciais nulas, às funções citadas acima, obtendo:

$$\sigma \cdot L_r \cdot s \cdot \begin{bmatrix} I_{dr}^f(s) \\ I_{qr}^f(s) \end{bmatrix} + R_r \cdot \begin{bmatrix} I_{dr}^f(s) \\ I_{qr}^f(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{dr}^f(s) \\ V_{qr}^f(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{qr}^f(s) \\ -\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{dr}^f(s) - \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s(s) \end{bmatrix}, \quad (3.227)$$

$$(\sigma \cdot L_r \cdot s + R_r) \cdot \begin{bmatrix} I_{dr}^f(s) \\ I_{qr}^f(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{dr}^f(s) + \sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{qr}^f(s) \\ V_{qr}^f(s) - \sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{dr}^f(s) - \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s(s) \end{bmatrix}, \quad (3.228)$$

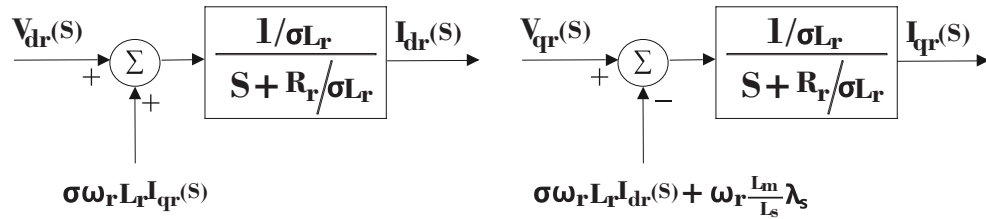
$$\begin{bmatrix} I_{dr}^f(s) \\ I_{qr}^f(s) \end{bmatrix} = \left(\frac{1}{\sigma \cdot L_r \cdot s + R_r} \right) \cdot \begin{bmatrix} V_{dr}^f(s) + (\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{qr}^f(s)) \\ V_{qr}^f(s) - (\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{dr}^f(s) + \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s(s)) \end{bmatrix}, \quad (3.229)$$

$$\begin{bmatrix} I_{dr}^f(s) \\ I_{qr}^f(s) \end{bmatrix} = \left(\frac{1/\sigma \cdot L_r}{s + \frac{R_r}{\sigma \cdot L_r}} \right) \cdot \begin{bmatrix} V_{dr}^f(s) + (\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{qr}^f(s)) \\ V_{qr}^f(s) - (\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{dr}^f(s) + \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s(s)) \end{bmatrix}. \quad (3.230)$$

A Equação 3.230 consiste no modelo das funções de transferência entre as correntes rotóricas de eixo (dq) e as tensões rotóricas de eixo (dq). Os termos $\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{qr}^f(s)$ e

$\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{dr}^f(s) + \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s(s)$, são considerados perturbações e são compensados de forma cruzada, tal como é feito na seção 3.3 para as plantas de corrente de entrada no VSI-ER. Essas funções de transferência podem ser devidamente representadas pelos diagramas de blocos da Figura 3.15.

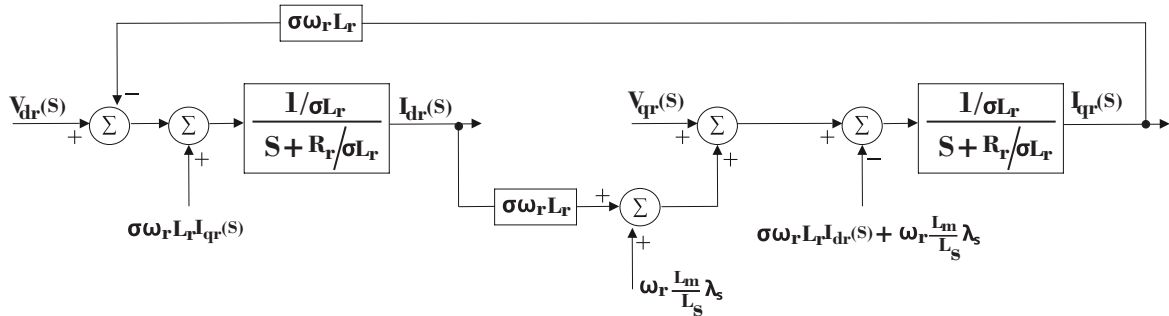
Figura 3.15 – Diagramas de blocos das plantas de correntes rotóricas de eixo (dq).



Fonte: Elaborada pelo autor.

A compensação consiste, então, em subtrair o termo $\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{qr}^f$ da entrada da planta de corrente rotórica de eixo (d), como também somar o termo $\sigma \cdot \omega_r \cdot L_r \cdot I_{dr}^f + \omega_r \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \lambda_s$ à entrada da planta de corrente rotórica de eixo (q), ambas da Figura 3.15. Nota-se que a compensação da planta de eixo (d) depende da saída da planta de eixo (q) e vice-versa, implementa-se, portanto, a compensação em conjunto de forma cruzada, como expresso na Figura 3.16.

Figura 3.16 – Planta das correntes rotóricas de eixo (dq) com compensação de perturbações.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Considerando a compensação, a planta da Figura 3.16 é equivalente a duas plantas de primeira ordem, de acordo com a Figura 3.17, as quais são submetidas ao controle em malha fechada utilizando controladores PI, como é expresso no capítulo 4. Os coeficientes da função de transferência de primeira ordem, presentes na Figura 3.17 são usados no cálculo dos parâmetros K_p e K_i dos controladores PI.

Figura 3.17 – Plantas de corrente rotóricas de eixo (dq) equivalentes.



Fonte: Elaborada pelo autor.

3.7 MODELAGEM DAS PLANTAS DE POTÊNCIA, ATIVA E REATIVA, FORNECIDA PELA MÁQUINA DE INDUÇÃO

Na seção 3.6, é determinada a adoção do referencial fluxo estático para controlar as grandezas de eixo (dq) rotóricas da máquina portanto os fluxos estáticos de eixo (dq) foram apontados como :

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.231)$$

Na Equação 3.231, λ_s é o módulo do vetor fluxo estático girante. Também é mostrado que, negligenciando as resistências estáticas e considerando condição de regime permanente, as tensões rotóricas de eixo (dq) da máquina são dadas, na Equação 3.213, por:

$$\begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.232)$$

Sendo assim, substitui-se a Equação 3.231 na Equação 3.232, obtendo:

$$\begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.233)$$

O modelo dos fluxos estáticos no referencial (dq), estabelecido na Equação 3.208, é dado por:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ds}^f \\ \lambda_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -L_s & 0 \\ 0 & -L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix}. \quad (3.234)$$

A fim de estabelecer a relação entre as correntes rotóricas e estatóricas no referencial (dq), Substitui-se também, os valores dos fluxos estatóricos de eixo (dq), da Equação 3.231, na Equação 3.234:

$$\begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -L_s & 0 \\ 0 & -L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} \quad (3.235)$$

Reorganizando os termos da Equação 3.235, é possível escrever:

$$\begin{bmatrix} L_s & 0 \\ 0 & L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_m & 0 \\ 0 & -L_m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{dr}^f \\ i_{qr}^f \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (3.236)$$

$$L_s \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_m \cdot i_{dr}^f \\ -L_m \cdot i_{qr}^f \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (3.237)$$

$$\begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{L_m}{L_s} \cdot i_{dr}^f - \frac{\lambda_s}{L_s} \\ -\frac{L_m}{L_s} \cdot i_{qr}^f \end{bmatrix}. \quad (3.238)$$

De acordo com Wu e Sun (2018), o modelo das potências ativa e reativa, no referencial (dq), a partir das tensões e correntes no próprio referencial (dq), é dado por:

$$\begin{bmatrix} Q_s \\ P_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -i_{qs}^f & i_{ds}^f \\ i_{ds}^f & i_{qs}^f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_{ds}^f \\ v_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.239)$$

Na Equação 3.239, P_s é a potência ativa e Q_s a potência reativa, entregues pelo estator da máquina ao PAC. Substituindo as expressões do modelo de tensão estatórica no referencial (dq), da Equação 3.233, na Equação 3.239, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} Q_s \\ P_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -i_{qs}^f & i_{ds}^f \\ i_{ds}^f & i_{qs}^f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 & -\omega_s \\ \omega_s & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \lambda_s \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (3.240)$$

$$\begin{bmatrix} Q_s \\ P_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -i_{qs}^f & i_{ds}^f \\ i_{ds}^f & i_{qs}^f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ \omega_s \cdot \lambda_s \end{bmatrix}, \quad (3.241)$$

$$\begin{bmatrix} Q_s \\ P_s \end{bmatrix} = \omega_s \cdot \lambda_s \cdot \begin{bmatrix} i_{ds}^f \\ i_{qs}^f \end{bmatrix}. \quad (3.242)$$

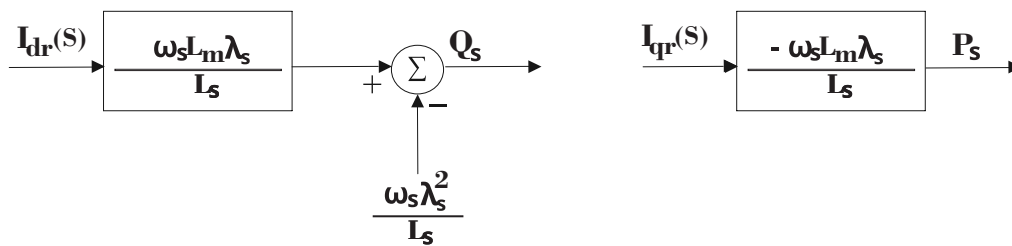
Finalmente, procede-se com a substituição das expressões do modelo das correntes estatóricas de eixo (dq) em função das correntes rotóricas de eixo (dq), da Equação 3.238, no modelo das potências, ativa e reativa, da Equação 3.242:

$$\begin{bmatrix} Q_s \\ P_s \end{bmatrix} = \omega_s \cdot \lambda_s \cdot \begin{bmatrix} \frac{L_m}{L_s} \cdot i_{dr}^f - \frac{\lambda_s}{L_s} \\ -\frac{L_m}{L_s} \cdot i_{qr}^f \end{bmatrix}, \quad (3.243)$$

$$\begin{bmatrix} Q_s \\ P_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s}{L_s} \cdot i_{dr}^f - \frac{\omega_s \cdot \lambda_s^2}{L_s} \\ -\frac{\omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s}{L_s} \cdot i_{qr}^f \end{bmatrix}. \quad (3.244)$$

A Equação 3.244, consiste no modelo das plantas de potência, ativa e reativa estatóricas, em função das correntes eixo (dq) rotóricas. Estas plantas são simplesmente proporcionais, as quais são devidamente representadas pelos diagramas de blocos, da Figura 3.18 a seguir.

Figura 3.18 – Plantas de potência, ativa e reativa, entregues ao PAC via estator da máquina.



Fonte: Elaborada pelo autor.

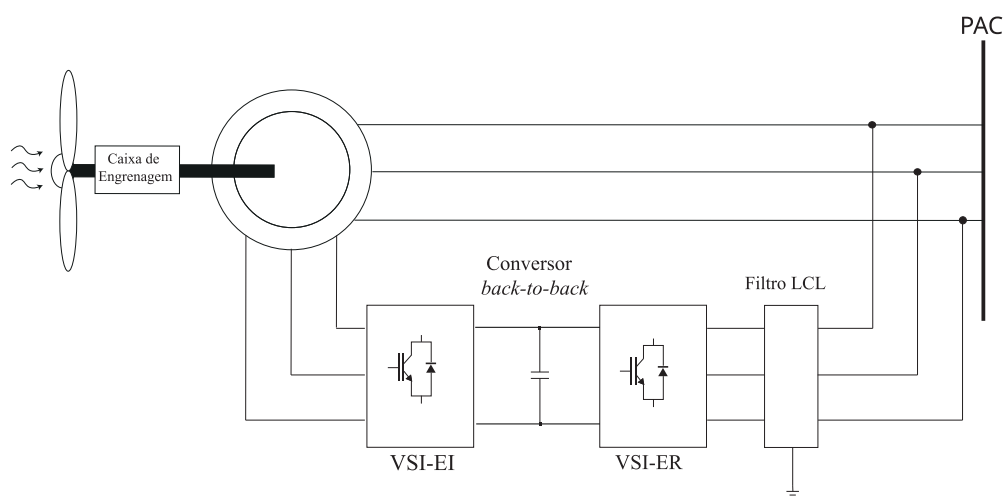
3.8 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Neste capítulo é realizada a descrição e a modelagem matemática dos componentes do SGD. São desenvolvidas as modelagens da rede elétrica, do filtro LCL, do barramento CC do *back to back* e da máquina de indução. A partir destes modelos são obtidas funções de transferência que relacionam as variáveis alvo do controle do SGD com as variáveis usadas para controlá-las. A fim de obter os modelos matemáticos das plantas apresentadas, são apresentadas, no início do capítulo, as ferramentas matemáticas usadas na obtenção dos modelos.

4 SISTEMA DE CONTROLE

O diagrama elétrico trifásico simplificado do SGD(Sistema de Geração distribuída) proposto neste trabalho está apresentado na Figura 4.1, a dinâmica de funcionamento do mesmo consiste no controle das correntes rotóricas da máquina através do VSI-EI(do inglês, *Voltage Source Inverter- Etapa Inversora*).

Figura 4.1 – Diagrama trifásico simplificado para o SGD.



Fonte: Elaborada pelo autor.

É abordado no Capítulo 3 que, no referencial (dq) vetor fluxo estático, é possível obter plantas de potência ativa e reativa, simplesmente proporcionais, que dependem das correntes rotóricas de eixo (dq) como entrada. É possível empregar controladores PI em malha fechada a fim de controlar as plantas de potência citadas acima. Os controladores PI recebem o erro entre as referências de potência e as potências medidas e geram as referências de correntes rotóricas de eixo (dq) necessárias para levar as potências medidas para as referências de potência desejadas.

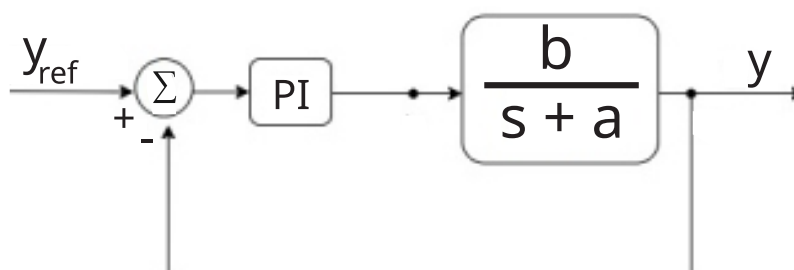
No Capítulo 3, é mostrado que é possível estabelecer plantas de primeira ordem relacionando as tensões de eixo (dq) do rotor com as correntes de eixo (dq) do rotor. A estratégia de controle utilizada consiste em controlar essas plantas usando controladores PI(Proporcional Integral) em malha fechada. Os controladores PI de potência geram as referências de corrente (dq) rotóricas, o erro entre essas referências e as correntes de eixo (dq) medidas, entra nos PIs de corrente, que geram na saída as referências de tensão de eixo (dq) necessárias para levar as correntes de eixo (dq) rotóricas para as referências de corrente desejadas. As referências

de tensão de eixo (dq), geradas pelos PIs de corrente, são convertidas através da transformação de Park em referências trifásicas de tensão. As referências trifásicas de tensão entram em um PWM (do inglês, *Pulse Width Modulation*) que gera os comandos (on - off) para os braços do VSI-EI trifásico. As tensões nos terminais trifásicos de saída do VSI-EI, ligados ao rotor, são iguais, na média, as referências de tensão trifásicas na entrada do PWM trifásico.

4.1 CONTROLE DE PLANTAS LINEARES DE PRIMEIRA ORDEM EM MALHA FECHADA

O SGD proposto, apresentado na Figura 4.1, possui dois grandes blocos de controle a serem explorados. O primeiro bloco consiste nos sistemas de controle do lado da rede, onde controlam-se a planta de tensão do barramento CC e as plantas de corrente de eixo (dq) de entrada no VSI-ER. Outro grande bloco é o bloco de controle do lado do rotor, onde controlam-se as plantas de potência estatórica - ativa e reativa - e as plantas de corrente rotórica de eixo (dq). Todas as plantas citadas acima são plantas lineares de primeira ordem. São usados controladores PI em malha fechada para obter o controle dessas plantas, basicamente o diagrama de blocos geral para o controle de plantas de primeira ordem lineares, usando controladores PI em malha fechada, está representado na Figura 4.2.

Figura 4.2 – Diagrama geral para o controle de planta de primeira ordem.



Fonte: elaborada pelo autor.

4.1.1 Controlador PI em Malha Fechada

A planta de primeira ordem geral consiste em um termo proporcional, o qual promove a simples amplificação (ou atenuação) da entrada, mais um termo derivativo que praticamente representa a tendência da planta a se opor a variação de sua saída, ou seja, devido ao termo derivativo, para obter a mesma saída em uma planta de primeira ordem que em uma planta proporcional, a entrada teria que ter um valor médio maior que a entrada aplicada na planta de ordem 0. Nas plantas controladas do SGD proposto, esse termo derivativo surge, para as plantas

de corrente, da indutância rotórica (plantas de correntes rotóricas de eixo (dq)) e indutância equivalente do filtro LCL (para as plantas de corrente de eixo (dq) de entrada do VSI-ER). Essas indutâncias se opõem exatamente à variação das correntes rotóricas e de entrada do VSI-ER, respectivamente, as quais são as saídas das suas respectivas plantas. Para a planta de tensão do barramento CC, o termo derivativo advém da capacitância do barramento que se opõe a variação da tensão do barramento CC, a qual é a própria saída da planta.

A maneira mais intuitiva de realizar o controle da planta (fazer a saída seguir uma referência) seria medir o erro entre a referência e a saída e aplicar uma entrada proporcional ao erro, isto é plausível, se a saída estiver muito longe da referência então a entrada aplicada é maior, quando a mesma chega próximo à referência a entrada vai diminuindo até chegar a zero, se a saída chegar na referência. Este é o controlador proporcional, este controlador tem um problema quando aplicado a plantas com termos derivativos que se opõe a saída da planta, como no caso abordado aqui. Quando a saída chega próximo da referência a componente proporcional ao erro cai drasticamente e a entrada aplicada a planta torna-se insuficiente para contrapor a tendência do sistema de primeira ordem a se opor a variação da sua saída e a saída se estabiliza em um valor próximo à referência, resultando em um erro em regime permanente. A fim de sanar o erro em regime permanente promove-se a inserção de um termo a mais, o qual será somado a componente proporcional ao erro. Esse termo é proporcional à integral do erro no tempo, dessa forma, mesmo que a saída esteja estabilizada próxima à referência (erro pequeno - componente proporcional irrelevante), para um tempo suficientemente grande (o qual vai depender do coeficiente integrativo K_i), a integral do erro se torna relevante a ponto de fazer a componente de entrada proporcional a ela vencer a tendência do mesmo a se opor a variação da sua saída. A aplicação da componente de entrada integrativa faz a saída chegar na referência, zerando o erro em regime permanente. O controlador resultante da adição do termo integrativo ao proporcional é o controlador PI (Proporcional - Integrativo). A partir do que foi exposto acima é possível escrever a seguinte expressão para o controlador PI:

Figura 4.3 – Diagrama de blocos PI - domínio do tempo.



Fonte: Elaborada pelo autor.

$$x(t) = K_p \cdot e(t) + K_i \cdot \int_0^t e(t) dt \quad (4.1)$$

Na Equação 4.1, $e(t) = y_{ref} - y(t)$. Este é o erro entre a referência e a saída do sistema a ser controlado. $x(t)$ é a saída do PI e é o valor de entrada a ser aplicado à planta.

Aplicando a transformada de Laplace, para condições iniciais nulas, nas funções da Equação 4.1, obtém-se :

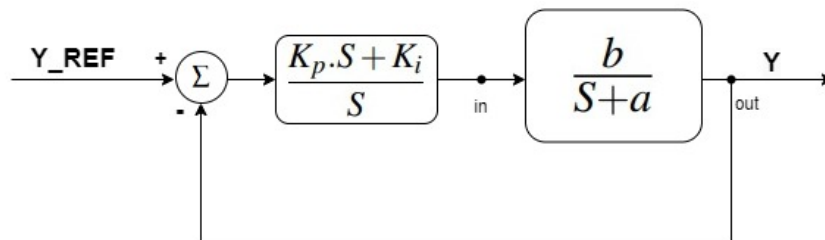
$$X(s) = K_p \cdot E(s) + K_i \cdot \frac{1}{s} \cdot E(s) \quad . \quad (4.2)$$

Reorganizando os termos da Equação 4.2 escreve-se a expressão da função de transferência do controlador PI no domínio da frequência :

$$G(s) = \frac{X(s)}{E(s)} = \frac{K_p \cdot s + K_i}{s} \quad . \quad (4.3)$$

Levando em consideração a função de transferência do controlador PI, obtida acima, representa-se o diagrama de blocos geral da planta de primeira ordem controlada por PI, em malha fechada, de acordo com a Figura 4.4 a seguir.

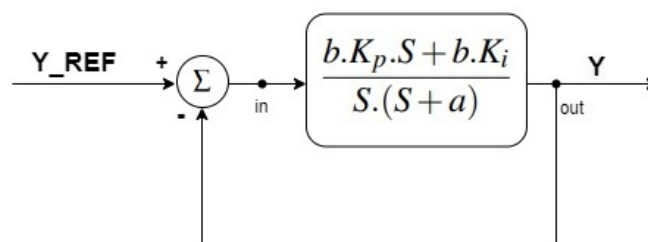
Figura 4.4 – Diagrama de blocos - Controle em malha fechada com PI.



Fonte: Elaborada pelo autor.

O diagrama de blocos da Figura 4.4 é equivalente ao diagrama expresso na Figura 4.5 a seguir.

Figura 4.5 – Diagrama de blocos equivalente - Controle em malha fechada com PI.

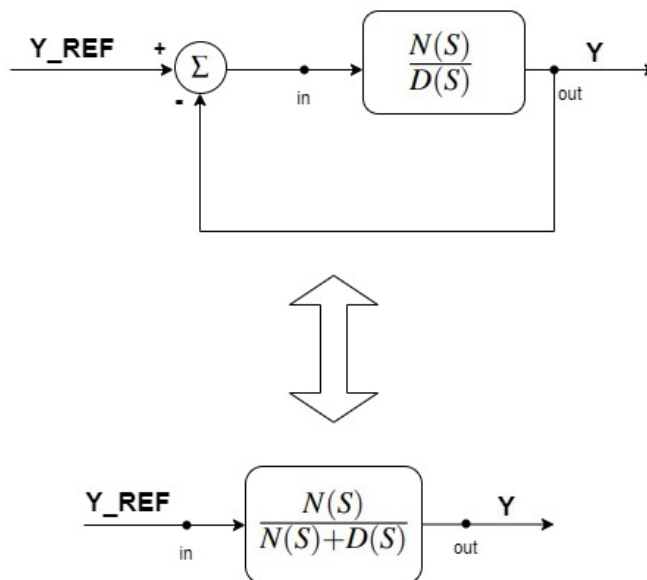


Fonte: Elaborada pelo autor.

De acordo com o livro de Nise (2012), um sistema representado por uma função de transferência racional na forma $G_o(s) = \frac{N(s)}{D(s)}$, com realimentação unitária, tal como expresso

na Figura 4.5, tem função de transferência equivalente dada por $G_{mf}(s) = \frac{N(s)}{N(s)+D(s)}$, tal como descrito na Figura 4.7.

Figura 4.6 – Diagrama de blocos equivalente - Controle em malha fechada com PI.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 4.7 – Diagrama de blocos equivalente - Controle em malha fechada com PI.

Aplica-se a equivalência descrita acima ao diagrama de blocos da Figura 4.5 fazendo $N(s) = b.K_p.s + b.K_i$ e $D(s) = s.(s+a)$. A função de transferência equivalente da planta de primeira ordem controlada por PI, em malha fechada, é dada então por :

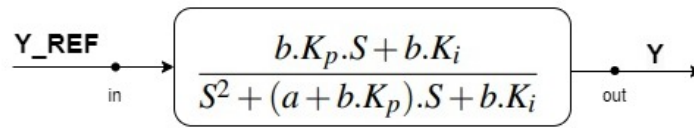
$$G_{mf}(s) = \frac{b.K_p.s + b.K_i}{s(s+a) + b.K_p.s + b.K_i} = \frac{b.K_p.s + b.K_i}{s^2 + (a + b.K_p).s + b.K_i} \quad (4.4)$$

A função de transferência equivalente, do sistema em malha fechada, pode ser descrita pelo diagrama de blocos equivalente da Figura 4.8 :

A função de transferência equivalente é de segunda ordem. É possível determinar que o sistema do qual resulta o diagrama de blocos da Figura 4.8 acima segue uma referência em degrau. De acordo com o livro de Nise (2012), o valor final de uma variável no tempo pode ser expresso em função da sua transformada de Laplace de acordo com a Equação 4.5 a seguir.

$$g(t \rightarrow \infty) = \lim_{s \rightarrow 0} s.G(s) \quad (4.5)$$

Figura 4.8 – Diagrama de blocos - Função de transferência equivalente do controle em malha fechada com PI.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Para uma referência em degrau dada por $y_{ref}(t) = K.u(t)$, sendo $u(t)$ a função degrau unitário, tem-se sua transformada de Laplace dada por $Y_{ref}(s) = K.\frac{1}{s}$, ao aplicar a referência em degrau ao sistema em malha fechada controlado por PI, da Figura 4.8, a transformada de Laplace da saída fica:

$$Y(s) = G_{mf}(s).Y_{ref}(s) = K.\frac{1}{s}.\frac{b.K_p.s + b.K_i}{s(s+a) + b.K_p.s + b.K_i} \quad (4.6)$$

Então, de acordo com a Equação 4.5, tem-se :

$$y(t-\infty) = \lim_{s \rightarrow 0} s.Y(s) \quad (4.7)$$

Logo, substitui-se a Equação 4.6 na Equação 4.7 para obter o valor em regime permanente da saída do sistema, em malha fechada, em questão :

$$y(t-\infty) = \lim_{s \rightarrow 0} s.K.\frac{1}{s}.\frac{b.K_p.s + b.K_i}{s(s+a) + b.K_p.s + b.K_i} = K.\frac{b.K_i}{b.K_i} = K \quad (4.8)$$

4.1.2 Resposta do Sistema de Segunda Ordem

Na Equação 4.4, é apresentada a função de transferência equivalente da planta de primeira ordem controlada por PI em malha fechada:

$$G_{mf}(s) = \frac{b.K_p.s + b.K_i}{s^2 + (a + b.K_p).s + b.K_i} \quad (4.9)$$

De acordo com Nise (2012), a resposta do sistema com função de transferência dada por $G_{mf}(s)$, da Equação 4.9, depende das raízes do denominador de $G_{mf}(s)$, chamado de polinômio característico. Os zeros do polinômio característico são os polos do sistema.

$$P(s) = s^2 + (a + b.K_p).s + b.K_i \quad (4.10)$$

Na Equação 4.10, $P(s)$ é o polinômio característico do sistema de primeira ordem controlado por PI em malha fechada, nota-se que este sistema é equivalente a um sistema de segunda ordem. De acordo com Nise (2012), o polinômio característico geral para um sistema de segunda ordem é dado por:

$$P^*(s) = s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2 \quad (4.11)$$

Na Equação 4.10, ω_n é denominado de frequência natural e ζ é o fator de amortecimento, estes parâmetros determinam as raízes de $P^*(s)$ e portanto os polos do sistema. Os polos do sistema são dados por:

$$s_1 = -\zeta.\omega_n + j\sqrt{1-\zeta^2}.\omega_n \quad (4.12)$$

e

$$s_2 = -\zeta.\omega_n - j\sqrt{1-\zeta^2}.\omega_n \quad (4.13)$$

Dependendo do valor de ζ , a resposta do sistema a referências constantes (entradas em degrau) podem ser de 4 tipos:

Tabela 4.1 – Respostas do sistema de segunda ordem.

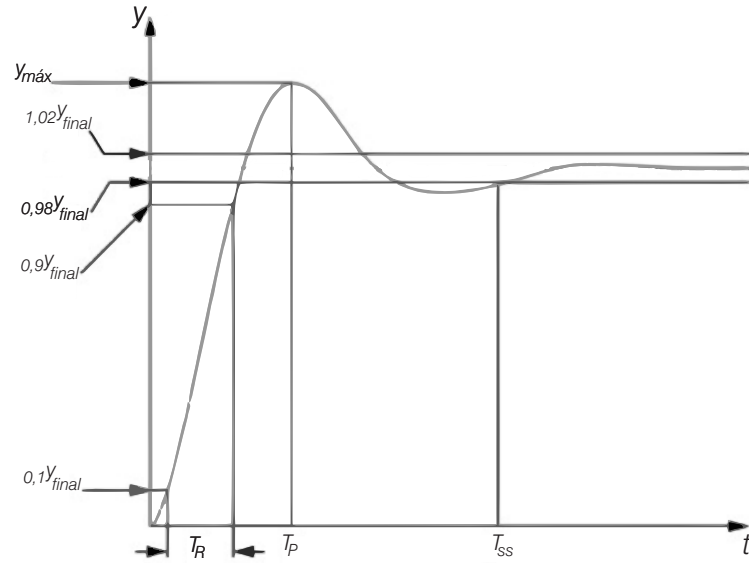
ζ	Resposta do sistema ao degrau
0	Oscilatória
$0 < \zeta < 1$	sub-amortecida
1	Criticamente amortecida
$\zeta > 1$	Super-amortecida

Fonte: Adaptado de Nise (2012).

Para o controle das plantas do sistema de controle do lado da rede e do lado do rotor, almeja-se a resposta sub-amortecida, portanto busca-se um fator de amortecimento dado por $0 < \zeta < 1$. A resposta sub-amortecida apresentada em Nise (2012) é mostrada na Figura 4.9.

Na Figura 4.9, T_{ss} é o tempo de estabilização e representa o tempo que a resposta ao degrau leva para se estabilizar a 2% do valor final. De acordo com Nise (2012) tem-se:

Figura 4.9 – Resposta do sistema de segunda ordem ao degrau- resposta sub-amortecida.



Fonte: Adaptado de Nise (2012).

$$T_{ss} = \frac{4}{\zeta \omega_n} \quad (4.14)$$

O percentual de overshoot é definido como:

$$UP\% = \frac{y_{max} - y_{final}}{y_{final}} \cdot 100\% \quad (4.15)$$

Almejando-se um baixo percentual de overshoot com um tempo de subida rápido, utiliza-se o valor de $\zeta = 0,707$. De acordo com Nise (2012), este o valor de ζ oferece um percentual de overshoot de 5% com tempo de subida rápido e representa o critério de amortecimento ótimo. O valor de $\zeta = 0,707$ é utilizado no controle das plantas do sistema de controle do lado da rede e também do lado do rotor.

4.1.3 Método do Polinomial

Almeja-se obter uma resposta subamortecida ($0 < \zeta < 1$) com valor de $\zeta = 0,707$. Conforme a Equação 4.14, é possível relacionar o tempo de estabilização da resposta subamortecida em função de ζ e ω_n , como o valor de ζ já está previamente definido, então é possível encontrar ω_n a partir da Equação 4.14:

$$\omega_n = \frac{4}{\zeta T_{ss}} . \quad (4.16)$$

Fazendo $P(S) = P^*(S)$, obtêm-se os valores dos parâmetros K_p e K_i , do controlador PI, necessários para obter a resposta sub-amortecida com percentual de overshoot de 5% e tempo de estabilização T_{ss} desejado:

$$S^2 + (a + b.K_p).S + b.K_i = S^2 + 2\zeta\omega_n S + \omega_n^2 . \quad (4.17)$$

Desta forma, tem-se:

$$a + b.K_p = 2\zeta\omega_n , \quad (4.18)$$

$$b.K_i = \omega_n^2 . \quad (4.19)$$

Da Equação 4.24 e Equação 4.25, obtêm-se as expressões de K_p e K_i :

$$K_p = \frac{2\zeta\omega_n - a}{b} , \quad (4.20)$$

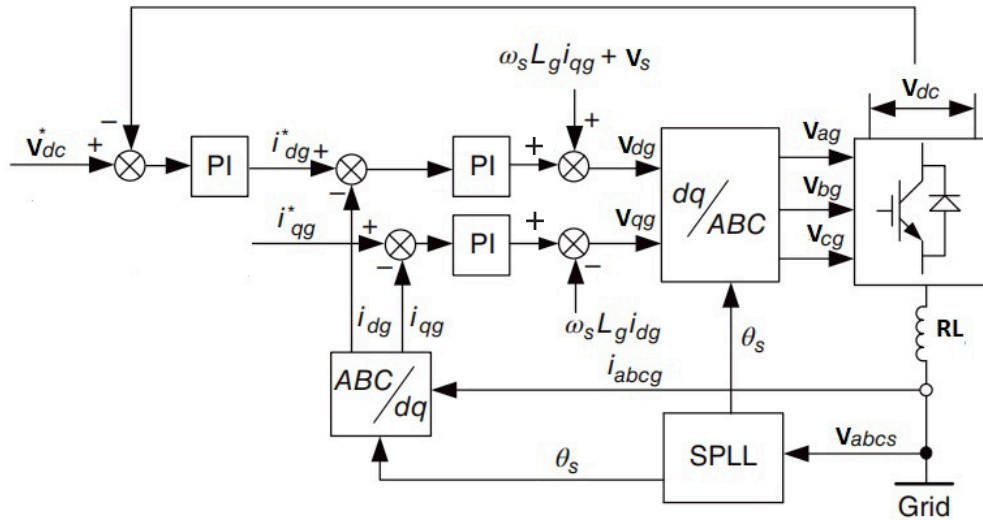
$$K_i = \frac{\omega_n^2}{b} . \quad (4.21)$$

4.2 DESCRIÇÃO DO SISTEMA DE CONTROLE DO LADO DA REDE

O diagrama de blocos do conversor ligado à rede está representado na Figura 4.10. Nesta etapa o controle da planta de tensão do barramento CC, da Figura 4.1, é implementado. A tensão no barramento CC depende da corrente de entrada i_{dg}^e - de eixo (d) - do VSI-ER. Almeja-se que a potência reativa consumida pelo VSI-ER seja nula, esta é proporcional à corrente de entrada i_{qg}^e - de eixo (q) - do VSI-ER, a corrente i_{qg}^e é controlada, então, em zero. O controle do barramento CC é estabelecido através de dois controladores PI em cascata, o PI de fora recebe o erro de tensão, entre a referência de tensão e a tensão efetiva do barramento CC, produzindo a referência de corrente i_{dg}^e necessária a ser aplicada a fim de aproximar a tensão efetiva da referência de tensão. Já no controlador interno é medido, então, o erro entre referência de corrente (gerada pelo PI de fora) e a corrente efetiva i_{dg}^e , este erro entra no PI de corrente, gerando a referência de tensão v_{dg}^e - de eixo (d) - de entrada do VSI-ER a ser sintetizada pelo retificador. O controle da corrente i_{qg}^e é similar, mas a sua referência é sempre nula, é medido o erro entre a referência

nula e a corrente efetiva i_{qg}^e , este erro entra no PI que gera a referência de tensão v_{qg}^e a ser sintetizada pelo retificador. De posse das tensões desejadas v_{dg}^e e v_{qg}^e , são obtidas, através da transformação de Park, as tensões trifásicas correspondentes, as quais são transformadas pelo PWM em comandos (on-off) para as chaves presentes nos braços do retificador trifásico, gerando, assim, as tensões trifásicas desejadas, na média.

Figura 4.10 – Diagrama de blocos - Controle do conversor do lado da rede (etapa retificadora).

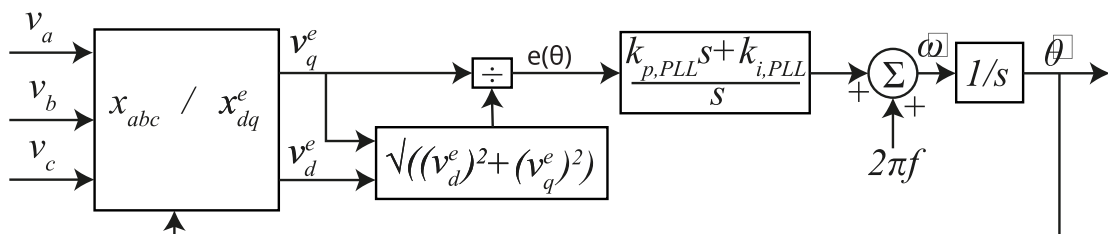


Fonte: Adaptado de Wu e Sun (2018).

4.2.1 SRF-PLL

O SRF-PLL (do inglês, *Synchronous Reference Frame Phase-Locked-Loop*) é usado para estimar o argumento do vetor de tensão do PAC, θ_{PAC} . O diagrama de blocos do SRF-PLL é apresentado na Figura 4.11

Figura 4.11 – Diagrama de blocos do SRF-PLL.



Fonte: Adaptado de Rocha (2015).

O valor estimado de ângulo $\hat{\theta}$ é obtido usando um controlador PI em malha fechada para controlar a planta de ângulo $\theta(t) = \int \omega.t dt$. Na saída do bloco da transformação $[x_{abc}/x_{dq}]$

é obtido o valor de $\sin(\theta_{PAC} - \hat{\theta})$ através da expressão $\frac{v_q^e}{\sqrt{(v_d^e)^2 + (v_q^e)^2}}$. A medida que $\hat{\theta}$ se aproxima de θ_{PAC} tem-se:

$$\sin(\theta_{PAC} - \hat{\theta}) = \theta_{PAC} - \hat{\theta} = e(\theta) . \quad (4.22)$$

Ao alimentar $e(\theta)$ no controlador PI este gera valores dinâmicos de $\Delta\omega$ ao redor da frequência nominal das tensões do PAC, estes valores de $\Delta\omega$ ao serem integrados fazem o valor na saída do integrador se aproximar do ângulo real θ_{PAC} . A função de transferência em malha aberta a ser controlada pelo PI é dada por:

$$G(S) = \frac{1}{S} . \quad (4.23)$$

Usando o método polinomial, fazendo $b=1$ e $a = 0$, obtêm-se:

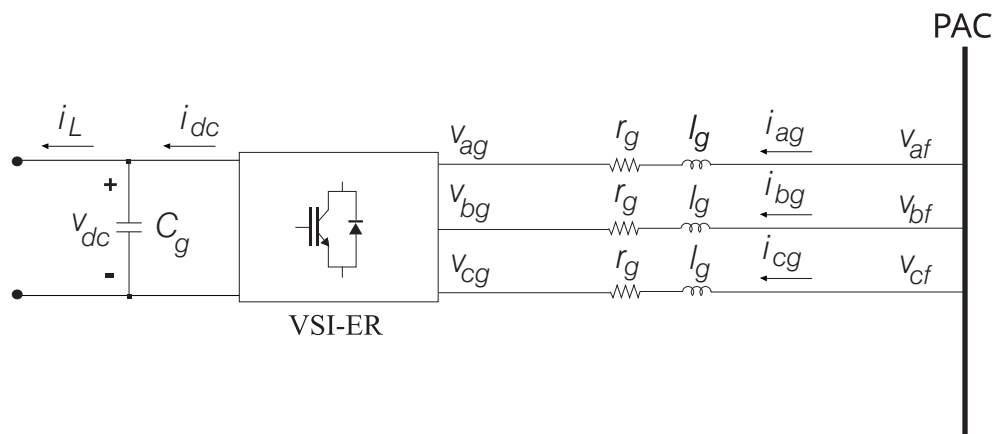
$$K_{p,PLL} = \frac{2\zeta\omega_{n,PLL} - a}{b} = 2\zeta\omega_{n,PLL} , \quad (4.24)$$

$$K_{i,PLL} = \frac{\omega_{n,PLL}^2}{b} = \omega_{n,PLL}^2 . \quad (4.25)$$

4.2.2 Controle das Correntes de Entrada do VSI-ER

No Capítulo 3, são estabelecidas as plantas de corrente de eixo (dq), de entrada do VSI-ER, em função das tensões de eixo (dq), de entrada do VSI-ER. As tensões e correntes trifásicas, de entrada do VSI-ER, estão apresentadas na Figura 4.12.

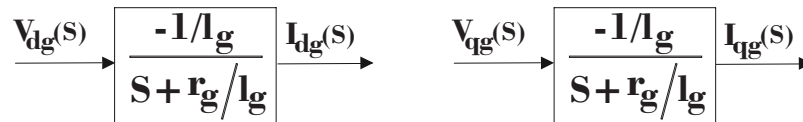
Figura 4.12 – VSI-ER + filtro LCL simplificado.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Ainda no Capítulo 3, é abordado que, considerando a compensação das perturbações, tal como está representado na Figura 4.10, as plantas de corrente de eixo (dq), de entrada do VSI-ER, em função das tensões de eixo (dq), de entrada do VSI-ER, são de primeira ordem e estão dadas na Figura 4.13.

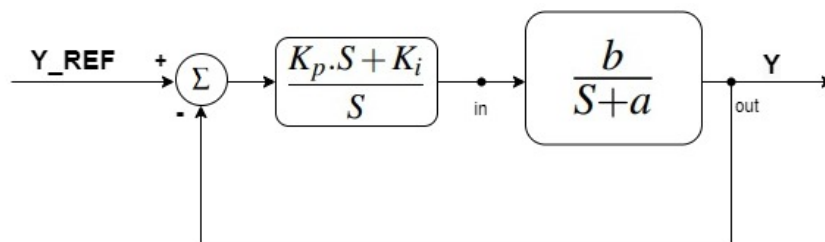
Figura 4.13 – Plantas de corrente de eixo (dq) equivalentes, de entrada do VSI-ER.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Ao aplicar o controle em malha fechada, usando PI, nestas plantas de primeira ordem, recai-se no problema geral abordado na subseção 4.1.1, representado pelo diagrama de blocos geral da Figura 4.14, com $a = \frac{R_g}{L_g}$ e $b = -\frac{1}{L_g}$.

Figura 4.14 – Diagrama de blocos - Controle em malha fechada com PI.



Fonte: Elaborada pelo autor.

É visto, na subseção 4.1.3, que a função de transferência equivalente, do diagrama de blocos da Figura 4.14 é de segunda ordem com polos em $-\zeta \cdot \omega_n + j\sqrt{1-\zeta^2} \cdot \omega_n$ e $-\zeta \cdot \omega_n - j\sqrt{1-\zeta^2} \cdot \omega_n$, para $0 < \zeta < 1$. Demonstra-se, ainda na subseção 4.1.3, que é possível posicionar os polos da função de transferência equivalente escolhendo os coeficientes do PI em função dos parâmetros desejados ζ e ω_n , como expresso na Equação 4.26 e Equação 4.27, a seguir:

$$K_p = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_n - a}{b} \quad (4.26)$$

$$K_i = \frac{\omega_n^2}{b} \quad (4.27)$$

Para as plantas de corrente de eixo (dq), de entrada do VSI-ER, $a = \frac{r_g}{l_g}$ e $b = -\frac{1}{l_g}$, Logo:

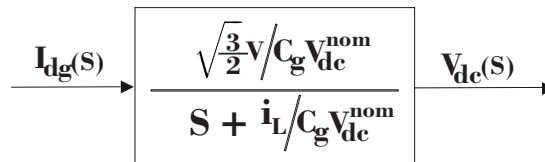
$$K_{p,i_{dqg}^e} = -\frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_n \cdot i_{dqg} - \frac{r_g}{l_g}}{1/l_g} . \quad (4.28)$$

$$K_{i,i_{dqg}^e} = -\frac{\omega_n \cdot i_{dqg}^2}{1/l_g} . \quad (4.29)$$

4.2.3 Controle de Tensão do Barramento CC

No Capítulo 3 é demonstrado que, no referencial vetor tensão estatórica, a tensão do barramento CC após a retificação depende da corrente de entrada, de eixo d, do VSI-ER, como apresentado no diagrama de blocos da Figura 4.15.

Figura 4.15 – Planta de tensão no barramento CC.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Aplica-se, aqui, o mesmo método do posicionamento de polos usado para definir as constantes dos controladores PI de corrente, da subseção anterior, portanto:

$$K_p = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_n - a}{b} . \quad (4.30)$$

$$K_i = \frac{\omega_n^2}{b} . \quad (4.31)$$

Para a planta de tensão do barramento CC, $a = i_L / C_g \cdot V_{dc}^{nom}$ e $b = (\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V) / C_g \cdot V_d c^{nom}$, Logo :

$$K_{p,v} = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_n \cdot v - i_L / C_g \cdot V_{dc}^{nom}}{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V) / C_g \cdot V_d c^{nom}} . \quad (4.32)$$

$$K_{i,v} = \frac{\omega_{n,v}^2}{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V) / C_g \cdot V_{dc}^{nom}} \quad (4.33)$$

4.3 DESCRIÇÃO DO SISTEMA DE CONTROLE DO LADO DO ROTOR

O diagrama de blocos do controle do lado rotor está expresso na Figura 4.16, nesta etapa são controladas as plantas de corrente de eixo (dq) rotóricas e também as plantas de potência, ativa e reativa, fornecidas ao PAC através do estator, as quais dependem das correntes de eixo (dq) rotor. É determinado, no Capítulo 3, que no referencial vetor fluxo estatórico, a potência ativa estatórica é proporcional a corrente rotórica de eixo (q) - i_{qr}^f - bem como a potência reativa estatórica é proporcional a corrente rotórica de eixo (d) - i_{dr}^f . Empregam-se, então, PI em cascata para o controle da potência ativa, seguido do controle da corrente i_{qr}^f . Em condições normais de funcionamento a potência reativa injetada na rede via estator deve ser nula, relembrando equação da potência reativa estatórica, no referencial fluxo estatórico, dada na seção 3.7, tem-se:

$$Q_s = \frac{\omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s}{L_s} \cdot i_{dr}^f - \frac{\omega_s \cdot \lambda_s^2}{L_s} \quad (4.34)$$

Torna-se, então, $Q_s = 0$:

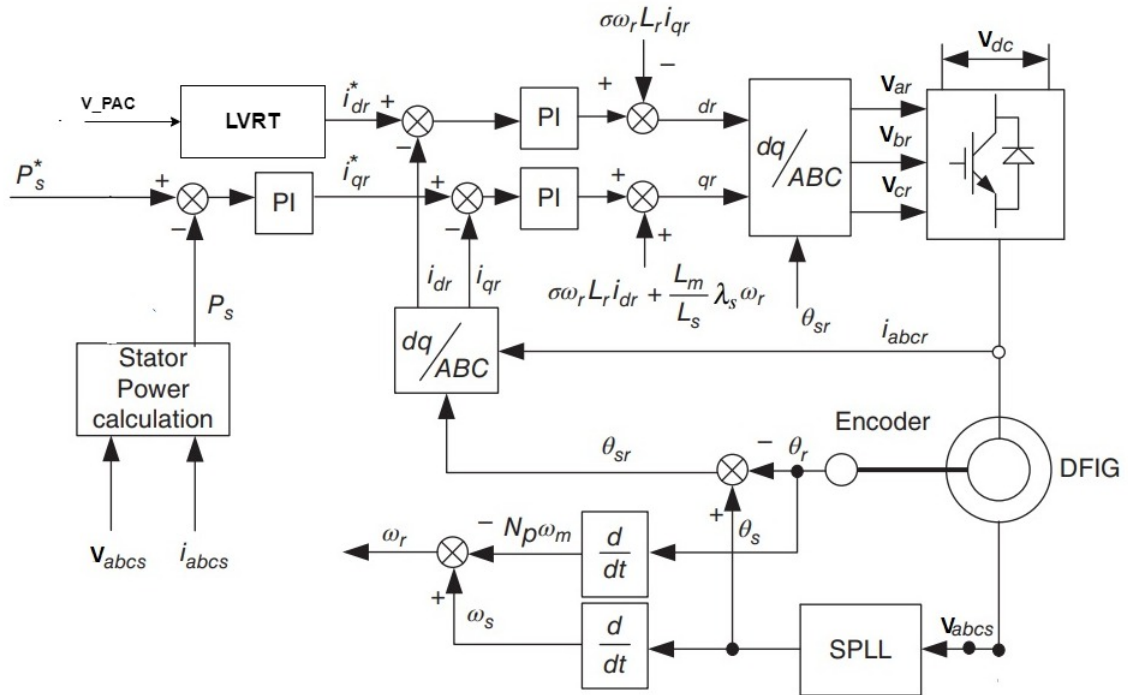
$$0 = \frac{\omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s}{L_s} \cdot i_{dr}^f - \frac{\omega_s \cdot \lambda_s^2}{L_s} \quad (4.35)$$

Reorganizando os termos da Equação 4.35 o valor da referência de corrente i_{dr}^{f*} é determinado:

$$i_{dr}^{f*} = \frac{\lambda_s}{L_m} \quad (4.36)$$

No SGD aqui proposto, a referência de corrente é gerada pelo LVRT (do inglês, *Low Voltage Ride Troughth*), em condições normais de funcionamento tem-se $i_{dr}^{f*} = \frac{\lambda_s}{L_m}$. O bloco LVRT tem como entrada a tensão do PAC, em casos de subtensão/sobretensão o LVRT controla i_{dr}^{f*} para injetar/consumir potência reativa.

Figura 4.16 – Diagrama de blocos - Controle do conversor do lado do rotor (etapa inversora).



Fonte: Adaptado de Wu e Sun (2018).

4.3.1 Controle de Correntes Rotóricas da Máquina de Indução

No Capítulo 3 são estabelecidas as plantas de correntes rotóricas de eixo (dq), em função das tensões rotóricas de eixo (dq). É abordado que, considerando a compensação das perturbações, tal como está representado na Figura 4.16, as plantas de correntes rotóricas de eixo (dq), em função das tensões rotóricas de eixo (dq), são de primeira ordem e estão dadas na Figura 4.17.

Figura 4.17 – Plantas de corrente rotóricas de eixo (dq) equivalentes.

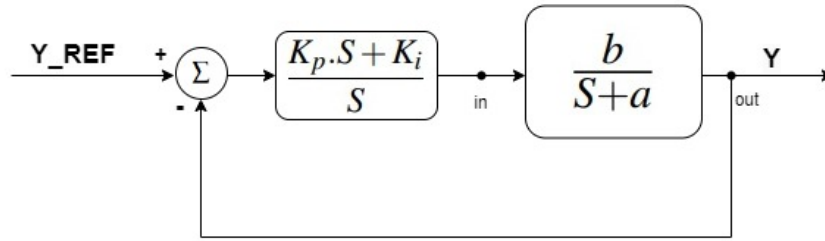
$$\begin{matrix} V_{dr}(s) & \rightarrow & \boxed{\frac{1/\sigma L_r}{s + R_r/\sigma L_r}} & \rightarrow & I_{dr}(s) \\ V_{qr}(s) & \rightarrow & \boxed{\frac{1/\sigma L_r}{s + R_r/\sigma L_r}} & \rightarrow & I_{qr}(s) \end{matrix}$$

Fonte: Elaborada pelo autor.

Ao aplicar o controle em malha fechada, usando PI, nestas plantas de primeira ordem, recai-se no problema geral abordado na subseção 4.1.1, representado pelo diagrama de blocos geral da Figura 4.18, com $a = \frac{R_r}{\sigma L_r}$ e $b = \frac{1}{\sigma L_r}$.

É visto, na subseção 4.1.3, que a função de transferência equivalente, do diagrama de blocos da Figura 4.14 é de segunda ordem com polos em $-\zeta \cdot \omega_n + j\sqrt{1-\zeta^2} \cdot \omega_n$ e

Figura 4.18 – Diagrama de blocos - Controle em malha fechada com PI.



Fonte: Elaborada pelo autor.

$-\zeta \cdot \omega_n - j\sqrt{1-\zeta^2} \cdot \omega_n$, para $0 < \zeta < 1$. Demonstra-se, ainda na subseção 4.1.3, que é possível posicionar os polos da função de transferência equivalente escolhendo os coeficientes do PI em função dos parâmetros desejados ζ e ω_n , como expresso na Equação 4.26 e Equação 4.27, a seguir.

$$K_p = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_n - a}{b} \quad (4.37)$$

$$K_i = \frac{\omega_n^2}{b} \quad (4.38)$$

Para as plantas de corrente de eixo (dq), rotóricas, $a = \frac{R_r}{\sigma \cdot L_r}$ e $b = \frac{1}{\sigma \cdot L_r}$, Logo :

$$K_{p,i_{dqr}^f} = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_{n,i_{dqr}} - \frac{R_r}{\sigma \cdot L_r}}{1/\sigma \cdot L_r} \quad (4.39)$$

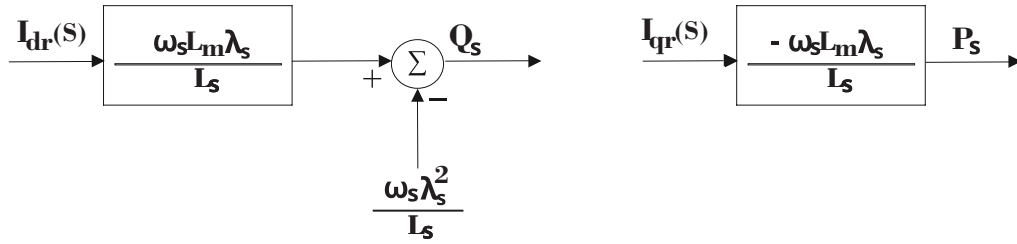
$$K_{i,i_{dqr}^f} = \frac{\omega_{n,i_{dqr}}^2}{1/\sigma \cdot L_r} \quad (4.40)$$

4.3.2 Controle de Potência, Ativa e Reativa, Fornecida pelo Estator

São estabelecidas, no Capítulo 3, as plantas resultantes, simplesmente proporcionais, relacionando as potências ativa e reativa, entregues pelo estator, com as correntes rotóricas de eixo (dq), expressas na Figura 4.19.

De acordo com o que é mostrado, no início desta mesma seção, a referência de corrente rotórica de eixo (d) - i_{dr}^{f*} - é gerada pelo LVRT, já a a referência de corrente rotórica de eixo (q) - i_{qr}^{f*} - deve ser gerada por um controlador PI de potência ativa. No capítulo 5 é visto que na medição da potência ativa para determinar o erro entre a referência de potência ativa e a potência ativa efetiva, que vai para entrada do PI de potência, é empregado um filtro passa-baixas, de

Figura 4.19 – Plantas de potência, ativa e reativa, fornecida pelo estator.



Fonte: Elaborada pelo autor.

primeira ordem, a fim de eliminar ruídos e perturbações em alta frequência que são nocivos à implementação do controle. O filtro passa-baixas de primeira ordem tem função de transferência dada por $H_{filtro}(S) = \frac{\omega_{cc}}{S + \omega_{cc}}$. A função de transferência em malha aberta do conjunto planta de potência ativa + filtro é, então, a multiplicação da função de transferência, da potência ativa, da Figura 4.19 por $H_{filtro}(S)$:

$$G_{ma,P}(S) = - \frac{(\omega_{cc} \cdot \omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s) / L_s}{S + \omega_{cc}} \quad (4.41)$$

Aplica-se, aqui, o mesmo método do posicionamento de polos usado para definir as constantes dos controladores PI de corrente, da subseção anterior, portanto:

$$K_p = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_n - a}{b} \quad (4.42)$$

$$K_i = \frac{\omega_n^2}{b} \quad (4.43)$$

Para a função de transferência da planta de potência ativa + filtro, dada na Equação 4.41, $a = \omega_{cc}$ e $b = -(\omega_{cc} \cdot \omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s) / L_s$, Logo:

$$K_{p,P_s} = - \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_{n,P_s} - \omega_{cc}}{(\omega_{cc} \cdot \omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s) / L_s} \quad (4.44)$$

$$K_{i,P_s} = - \frac{\omega_{n,P_s}^2}{(\omega_{cc} \cdot \omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s) / L_s} \quad (4.45)$$

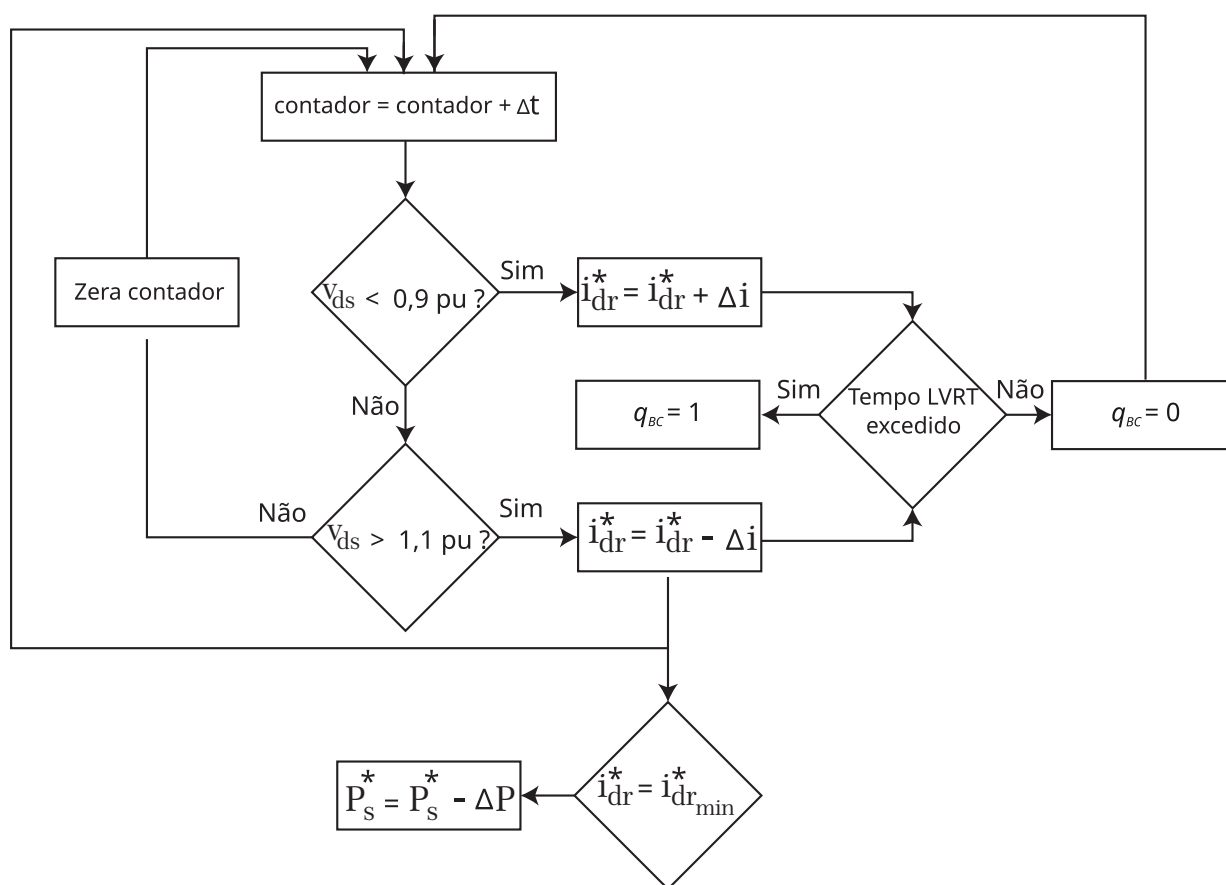
4.3.3 Bloco LVRT

Com o bloco LVRT, almeja-se que o SGD consiga transpor condições subtensão ou sobretensão sem ser desconectado da rede. A estratégia para isto consiste na injeção ou consumo de potência reativa via estator dinamicamente em casos de surtos de tensão. Em casos de surtos de subtensão em que a tensão no PAC cai abaixo de 0,9pu, o SGD deve injetar potência reativa em direção ao PAC, propiciando assim a elevação da tensão no mesmo. Conforme a planta de potência reativa da Figura 4.19, a potência reativa depende da corrente rotórica de eixo (d) i_{dr}^f logo, em casos de subtensão, o bloco LVRT comanda o aumento da referência de corrente rotórica de eixo (d) i_{dr}^{f*} . No caso de haver surtos de sobretensão acima de 1,1pu, o SGD deve consumir potência reativa do PAC via estator a fim de promover a diminuição da tensão do PAC, neste caso o LVRT comanda a diminuição da referência de corrente rotórica de eixo (d) i_{dr}^{f*} com intuito de obter potência reativa negativa no estator da máquina. Existe um limite em que a corrente i_{dr}^f pode ser diminuída então, em casos de sobretensão em que a tensão no PAC aumente exageradamente, o LVRT pode não ser capaz de reverter a tensão no PAC com o consumo de potência reativa. Nestes casos, o bloco LVRT envia uma referência decrescente para o controlador de potência ativa estatórica, resultando em uma diminuição extra da tensão do PAC. Em casos de surtos mais severos de tensão em regime permanente, o bloco LVRT pode não ser capaz de reverter a tensão do PAC, fazendo com que a mesma não chegue ao patamar entre 0,9pu e 1,1pu. Nestes casos o SGD entra em regiões não permitidas de operação na curva de LVRT(tensão x tempo) determinada pela ANEEL e o bloco de LVRT comanda o fechamento da chave de descarregamento fazendo o SGD se desconectar da rede, dissipando potência a potência ativa da turbina eólica pelo resistor de descarregamento. Na Figura 4.20 é apresentado o fluxograma do bloco LVRT.

4.4 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Neste capítulo são descritos os blocos de controle do SGD. É visto que existem dois grandes blocos de controle: O bloco do lado da rede(controle das correntes de entrada do *back to back* e controle da tensão do barramento CC) e o bloco do lado do rotor do gerador(controle das correntes rotóricas e controle das potências ativa e reativa injetadas no PAC). São apresentados a metodologia utilizada para o projeto das malhas de controle e os critérios para implementação do bloco de LVRT.

Figura 4.20 – Fluxograma do bloco LVRT.



Fonte: adaptado de Lopes (2023).

5 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados da simulação do SGD(Sistema de Geração Distribuída) baseado em DFIG proposto neste trabalho. As simulações são realizadas no *software* PSIM e o objetivo é verificar o funcionamento dos métodos de controle propostos nos capítulos anteriores, bem como, o funcionamento do LVRT em condições de subtensão e de sobretensão no PAC. São analisados os resultados de simulações das tensões e correntes em condições nominais de funcionamento do SGD, nestas condições também é verificado se as potências ativa e reativa entregues pelo gerador estão seguindo os valores de referência. Com relação ao funcionamento do LVRT são implementadas simulações em condições de sub-tensão e de sobre-tensão, em ambas as condições são simulados os casos de recuperação da falta e também de desconexão do sistema com a rede.

5.1 DESCRIÇÃO DO SISTEMA

Os parâmetros do SGD eólico simulado são obtidos do sistema eólico de baixa potência existente no Laboratório de Eletrônica Industrial e Energias Renováveis (LEIER) da UFRN. Os parâmetros do gerador foram adaptados já que o SGD do laboratório não é implementado com DFIG. Os parâmetros do sistema estão apresentados na Tabela 5.1. Na Tabela 5.1, são apresentados os parâmetros do filtro LCL(Indutivo Capacitivo Indutivo), barramento CC, DFIG e turbina eólica utilizados. O valor da resistência *Breaking Chopper* é depende da potência P_{BC} a ser dissipada pelo mesmo durante o intervalo que o SGD é desconectado. Dessa forma, como $P_{BC} = v_{cc} \cdot i_{BC}$ e $i_{BC} = v_{cc}/r_{BC}$, pode-se encontrar a resistência r_{BC} da seguinte forma:

$$r_{BC} = \frac{v_{cc}^2}{P_{BC}} = \frac{450^2}{4000} = 50,625 \Omega. \quad (5.1)$$

As indutâncias próprias de estator e rotor, do DFIG, no referencial (dq) vetor fluxo estatórico são dadas por:

$$L_s = \frac{3}{2} \cdot l_m + L_{ls} = \frac{3}{2} \cdot 10mH + 1mH = 16mH, \quad (5.2)$$

$$L_r = \frac{3}{2} \cdot l_m + L_{lr} = \frac{3}{2} \cdot 10mH + 1mH = 16mH. \quad (5.3)$$

A indutância de magnetização do DFIG no referencial (dq) é dada por:

$$L_m = \frac{3}{2} \cdot l_m = \frac{3}{2} \cdot 10mH = 15mH. \quad (5.4)$$

O parâmetro σ , do controlador de corrente rotóricas de eixo(dq), é dado por:

$$\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_r \cdot L_s} = 1 - \frac{15^2}{16 \cdot 16} = 0,121. \quad (5.5)$$

Tabela 5.1 – Parâmetros do sistema.

Parâmetros	Valor
Tensão do barramento CC (V_{dc})	450 V
Tensão de fase da rede (rms) (v_{abc})	127 V
Frequência da rede (f_0)	60 Hz
Frequência de chaveamento (f_s)	10 kHz
Indutor da rede elétrica (L)	500 μ H
Resistência da rede elétrica (R)	0,2 Ω
Indutância equivalente do filtro LCL (L_g)	1 mH
Resistência equivalente do filtro LCL (R_g)	0,03 Ω
Capacitor do filtro LCL (C_f)	20 μ F
Resistor de amortecimento (r_d)	2,5 Ω
Capacitor do barramento CC (C_g)	4700 μ F
Corrente de saída do barramento CC (i_L)	0,13mA
Quantidade de pares de polos do DFIG	3
Resistência do estator do DFIG (R_s)	0,1 Ω
Resistência do rotor do DFIG (R_r)	0,1 Ω
Indutância de magnetização do DFIG (l_m)	10 mH
Indutância de dispersão do estator do DFIG (L_{ls})	1 mH
Indutância de dispersão do rotor do DFIG (L_{lr})	1 mH
Indutância própria do estator do DFIG no referencial (dq) (L_s)	16 mH
Indutância própria do rotor do DFIG no referencial (dq) (L_r)	16 mH
Indutância de magnetização do DFIG no referencial (dq) (L_m)	15 mH
Parâmetro σ (L_m)	0,121
Relação da caixa de engrenagens	1/8
Potência nominal de saída da turbina (P_{out})	19 kW
Ponto de operação de potência da turbina	4 kW
Velocidade nominal do vento	12 m/s
Velocidade rotacional nominal da turbina	200 rpm
Resistência do Breaking Chopper (r_{BC})	50,625 Ω

Fonte: adaptado de LEIER-UFRN (2025).

5.2 DIMENSIONAMENTO DO SISTEMA DE CONTROLE

No capítulo 4 são apresentados os sistemas de controle do lado do rotor e do lado rede para o SGD proposto. Do lado da rede controlam-se as plantas de corrente de eixo (dq) de

entrada no VSI-ER e a planta de tensão do barramento CC, do lado do rotor controlam-se as plantas de corrente de eixo (dq) do rotor e também as plantas de potência ativa e reativa. Também são apresentadas as relações entre os parâmetros das plantas e as constantes proporcional e integrativa dos controladores PI(Proporcional Integral) empregados em cada uma delas. Neste capítulo as constantes dos controladores são calculadas em função dos parâmetros do SGD.

5.2.1 Controle de Corrente de Entrada no VSI-ER

As plantas de corrente de eixo (dq) de entrada no VSI-ER são determinadas no capítulo 3. Estas plantas são de primeira ordem e excluindo-se as perturbações são idênticas entre si. A função de transferência referente a estas plantas é dada na expressão abaixo.

$$G(S) = \frac{-1/L_g}{S + \frac{R_g}{L_g}} \quad (5.6)$$

De acordo com o que é apresentado no capítulo 4, é possível usar o método polinomial para definir os parâmetros do controlador PI, empregado no controle da planta em malha fechada, a partir dos coeficientes da planta de primeira ordem. Estes parâmetros são determinados para planta de corrente de eixo (dq) de entrada no VSI-ER no capítulo 4 e estão apresentados nas expressões a seguir:

$$K_{p,i_{dg}^e} = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_n \cdot i_{dg} - \frac{R_g}{L_g}}{1/L_g} \quad (5.7)$$

$$K_{i,i_{dg}^e} = \frac{\omega_n \cdot i_{dg}^2}{1/L_g} \quad (5.8)$$

Os parâmetros ζ e ω_n determinam a posição dos polos do sistema de segunda ordem em malha fechada resultante e também características da resposta de segunda ordem relevantes para o controle como tempo de estabilização T_{ss} e percentual de *overshoot* $UP\%$. Para os sistemas de controle empregados nesse trabalho é usado um valor de $\zeta = 0,7$ o corresponde a um percentual de *overshoot* $UP\% = 5\%$. O valor de ω_n fica dependente do tempo de estabilização requerido, de acordo com a equação abaixo:

$$T_{ss} = \frac{4}{\zeta \cdot \omega_n}; \quad (5.9)$$

$$\omega_n = \frac{4}{\zeta \cdot T_{ss}} \quad (5.10)$$

O tempo de estabilização natural das plantas de corrente de eixo (dq) de entrada no VSI-ER é $T_{ss}^{ma} = \frac{4}{a} = \frac{4 \cdot L_g}{R_g}$, da tabela dos parâmetros do sistema tem-se $r_g = 0,03\Omega$ e $l_g = 10^{-3}H$, Logo:

$$T_{ss}^{ma} = \frac{4 \cdot 10^{-3}}{0,03} = 0,133s. \quad (5.11)$$

O tempo de estabilização em malha fechada implementado é de $T_{ss} = 0,02$ que dá aproximadamente 7 vezes menor que o tempo de estabilização natural da planta. Agora, sabendo o valor de ζ e de T_{ss} , é obtido ω_n :

$$\omega_{n, idg} = \frac{4}{(0,7) \cdot (0,02)} = 285,71. \quad (5.12)$$

Calculam-se, então, as constantes $K_{p,i}$ e $K_{i,i}$ do controlador:

$$K_{p, idg} = \frac{2,0 \cdot 7,285,71 - \frac{0,03}{10^{-3}}}{1/10^{-3}} = 0,37; \quad (5.13)$$

$$K_{i, idg} = \frac{285,71^2}{1/10^{-3}} = 81,63. \quad (5.14)$$

5.2.2 Controle de Tensão do Barramento CC

A planta de tensão do barramento CC (Corrente Contínua) é obtida no capítulo 3. Esta planta é de primeira ordem e sua função de transferência é dada na expressão abaixo.

$$G(S) = \frac{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V)/(C_g \cdot V_{dc}^{nom})}{S + i_L/(C_g \cdot V_{dc}^{nom})} \quad (5.15)$$

De acordo com o que é apresentado no capítulo 4 é possível usar o método do posicionamento de polos para definir os parâmetros do controlador PI, empregado no controle da planta em malha fechada, a partir dos coeficientes da planta de primeira ordem. Estes parâmetros foram determinados no capítulo 4 para planta de tensão do barramento CC e estão apresentados nas equações a seguir.

$$K_{p,v} = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_{n,v} - i_L / C_g \cdot V_{dc}^{nom}}{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V) / C_g \cdot V_{dc}^{nom}} \quad (5.16)$$

$$K_{i,v} = \frac{\omega_{n,v}^2}{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot V) / C_g \cdot V_{dc}^{nom}} \quad (5.17)$$

O tempo de estabilização em malha fechada da planta de tensão do barramento CC deve coordenar com o controle mais interno de corrente de eixo (d) de entrada do VSI-ER que é de 0,02s. O valor implementado é de $T_{ss} = 0,06s$ que é igual a 3 vezes o tempo de estabilização da malha de controle interna, garantindo assim a coordenação necessária. Agora, sabendo o valor de ζ e de T_{ss} , é obtido ω_n :

$$\omega_{n,v} = \frac{4}{(0,7) \cdot (0,06)} = 95,23 \quad (5.18)$$

Da tabela contendo os parâmetros do sistema tem-se $i_L = 0,13mA$, $C_g = 4700\mu F$, $V_{dc}^{NOM} = 450V$ e $V = 180V$, calculam-se, então, as constantes $K_{p,v}$ e $K_{i,v}$ do controlador:

$$K_{p,v} = \frac{(2) \cdot (0,7) \cdot (95,23) - (0,13m) / (4700\mu \cdot 450)}{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot 180) / (4700\mu \cdot 450)} = 1,28 \quad (5.19)$$

$$K_{i,v} = \frac{95,23^2}{(\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot 180) / (4700\mu \cdot 450)} = 87 \quad (5.20)$$

5.2.3 Controle das Correntes Rotóricas do DFIG

As plantas de correntes rotóricas de eixo (dq) são determinadas no capítulo 3. Estas plantas são de primeira ordem e excluindo-se as perturbações são idênticas entre si. A função de transferência referente a estas plantas é dada na equação a seguir.

$$G(S) = \frac{1/\sigma \cdot L_r}{S + \frac{R_r}{\sigma \cdot L_r}} \quad (5.21)$$

De acordo com o que é apresentado no capítulo 4 é possível usar o método do posicionamento de polos para definir os parâmetros do controlador PI, empregado no controle da planta em malha fechada, a partir dos coeficientes da planta de primeira ordem. Estes parâmetros são

determinados, para planta de corrente de eixo (dq) de entrada no VSI-ER, no capítulo 4 e estão apresentados nas expressões a seguir.

$$K_{p,i_{dq}^f} = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_{n,i_{dq}} - \frac{R_r}{\sigma \cdot L_r}}{1/\sigma \cdot L_r} \quad (5.22)$$

$$K_{i,i_{dq}^f} = \frac{\omega_{n,i_{dq}}^2}{1/\sigma \cdot L_r} \quad (5.23)$$

O tempo de estabilização natural das plantas de corrente de eixo (dq) de entrada no VSI-ER é $T_{ss}^{ma} = \frac{4}{a} = \frac{4 \cdot \sigma \cdot L_r}{R_r} = \frac{4 \cdot 0,121 \cdot 16m}{0,1} = 0,077s$. Da tabela dos parâmetros do sistema tem-se $R_r = 0,1\Omega$, $L_r = 11mH$ e $\sigma = 0,121$

O tempo de estabilização em malha fechada implementado é de $T_{ss} = 1ms$. Agora, sabendo o valor de ζ e de T_{ss} , é obtido ω_n :

$$\omega_{n,i_{dq}} = \frac{4}{(0,7) \cdot (10^{-3})} = 5714,28 \quad (5.24)$$

Calculam-se, então, as constantes $K_{p,i}$ e $K_{i,i}$ do controlador:

$$K_{p,i_{dq}^f} = \frac{(2) \cdot (0,7) \cdot (5714,28) - \frac{0,1}{(0,121) \cdot (16 \cdot 10^{-3})}}{1/(0,121) \cdot (16 \cdot 10^{-3})} = 15,54 \quad (5.25)$$

$$K_{i,i_{dq}^f} = \frac{5714,28^2}{1/(0,121) \cdot (16 \cdot 10^{-3})} = 63217 \quad (5.26)$$

5.2.4 Controle de Potências Ativa e Reativa Estatóricas do DFIG

As plantas de potência ativa e reativa estatóricas são determinadas no capítulo 4, a referência de potência reativa é determinada pelo bloco do LVRT e em condições normais de funcionamento esta referência é nula o que implica em uma corrente $i_{dr}^f = 58,47A$, conforme apresentado no capítulo 4. A planta de potência ativa possui um filtro de medição na saída com frequência de corte ω_{cc} portanto a planta resultante é o produto das funções de transferência da planta de potência ativa com a função de transferência do filtro. Esta planta é determinada no capítulo 4 e sua função de transferência é dada na Equação 5.27.

$$G_{ma,P_s}(S) = \frac{(\omega_{cc} \cdot \omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s) / L_s}{S + \omega_{cc}} \quad (5.27)$$

A planta de potência ativa consiste apenas em um termo proporcional, portanto controlar a planta de potência + filtro é o mesmo que controlar o filtro com um bloco proporcional na saída do PI, a planta efetivamente controlada é o filtro cuja função de transferência é dada na Equação 5.28. A saída do controlador PI deve ser multiplicada por uma constante k igual ao inverso do valor da planta de potência então $k = \frac{L_s}{\omega_s \cdot L_m \cdot \lambda_s} = \frac{11 \cdot 10^{-3}}{(377 \cdot (10^{-2}) \cdot (0,5847))} = 0,005$.

$$G_{filtro}(S) = \frac{\omega_{cc}}{S + \omega_{cc}} \quad (5.28)$$

De acordo com o que é apresentado no capítulo 4, é possível usar o método do posicionamento de polos para definir os parâmetros do controlador PI, empregado no controle da planta em malha fechada, a partir dos coeficientes da planta de primeira ordem. Estes parâmetros, considerando apenas o filtro de medição, estão apresentados nas expressões a seguir.

$$K_{p,P_s} = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \omega_{n,P_s} - \omega_{cc}}{\omega_{cc}} \quad (5.29)$$

$$K_{i,P_s} = \frac{\omega_{n,P_s}^2}{\omega_{cc}} \quad (5.30)$$

Os parâmetros ζ e ω_n determinam a posição dos polos do sistema de segunda ordem em malha fechada resultante e também características da resposta de segunda ordem relevantes para o controle como tempo de estabilização T_{ss} e ultrapassagem percentual $UP\%$. Para os sistemas de controle empregados nesse trabalho é usado um valor de $\zeta = 0,7$, o que corresponde a uma percentual de *overshoot* $UP\% = 5\%$. O valor de ω_n fica dependente do tempo de estabilização requerido, conforme a equação abaixo.

$$T_{ss} = \frac{4}{\zeta \cdot \omega_n} \quad (5.31)$$

$$\omega_n = \frac{4}{\zeta \cdot T_{ss}} \quad (5.32)$$

O tempo de estabilização em malha fechada da planta implementado é de $T_{ss} = 0,75s$ que coordena com tempo de estabilização da malha de controle interna que é de $1ms$, garantindo assim a coordenação necessária. Agora, sabendo o valor de ζ e de T_{ss} , é obtido ω_n :

$$\omega_{n,P_s} = \frac{4}{(0,7) \cdot (0,75)} = 7,61 \quad . \quad (5.33)$$

Da tabela contendo os parâmetros do sistema tem-se $\omega_{cc} = 10 \text{rad.s}^{-1}$. calculam-se, então, as constantes K_{p,P_s} e K_{i,P_s} do controlador:

$$K_{p,P_s} = \frac{(2) \cdot (0,7) \cdot (7,61) - 10}{10} = 0,065 \quad . \quad (5.34)$$

$$K_{i,P_s} = \frac{7,61^2}{10} = 5,79 \quad . \quad (5.35)$$

5.2.5 Controle do SRF-PLL

Para obter uma ultrapassagem percentual de 5% na saída do SRF-PLL (do inglês, *Synchronous Reference Frame Phase-Locked Loop*), utiliza-se $\zeta_{PLL} = 0,707$. A fim de estabilizar o ângulo de saída do SRF-PLL em um ciclo de tensão faz-se $\omega_{n,PLL} = 2\pi \cdot f_0 = 2\pi \cdot 60 = 377 \text{rad/s}$. Os valores de $K_{p,PLL}$ e $K_{i,PLL}$ determinados para o projeto são:

$$K_{p,PLL} = 2\zeta_{PLL}\omega_{n,PLL} = 2 \cdot 0,707 \cdot 377 = 533,078 \quad , \quad (5.36)$$

$$K_{i,PLL} = \omega_{n,PLL}^2 = 377^2 = 142129,0 \quad . \quad (5.37)$$

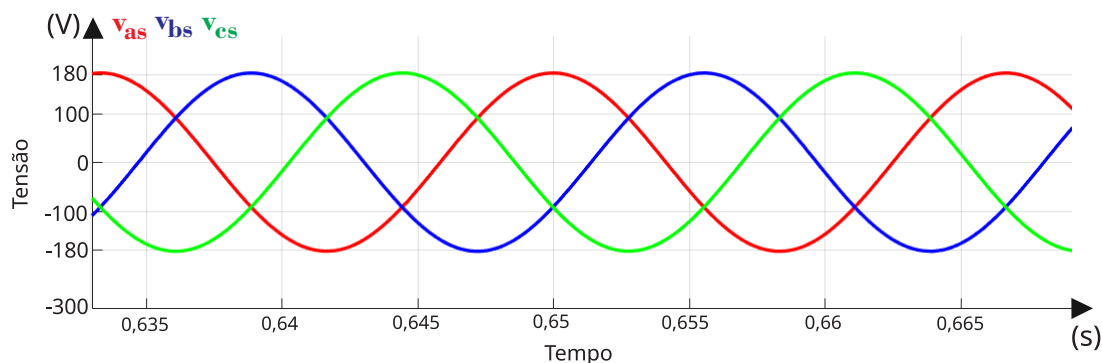
5.3 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Nesta seção são analisados os resultados da simulação do SGD eólico baseado em DFIG no *software* PSIM. Aqui apresentam-se as simulações, em condições normais de funcionamento, das tensões no PAC e das correntes entregues à rede via estator. Para o controle do lado da rede são analisadas as simulações das correntes de eixo (dq) de entrada do VSI-ER no referencial vetor tensão estatórica e da tensão do barramento CC. Para o controle do lado do rotor são analisadas as simulações das correntes rotóricas de eixo (dq) no referencial fluxo estatórico e das potências ativa e reativa entregues ao PAC via estator. Ao final, é realizada uma análise da tensão no PAC em casos de subtensão e sobretensão quando o SGD permanece conectado após a modificação da injeção/consumo de potência reativa estatórica do DFIG, e um caso onde o SGD não permanece conectado mesmo após o injeção/consumo de potência reativa.

5.3.1 Tensões do PAC

As tensões no PAC em condições normais de funcionamento e em regime permanente, simuladas no *software* PSIM, estão apresentadas na Figura 5.1. As tensões possuem valor de pico de 182V, o valor de pico da tensão nominal do PAC é de 180V(Tabela 5.1).

Figura 5.1 – Tensões no PAC em condições normais de funcionamento.

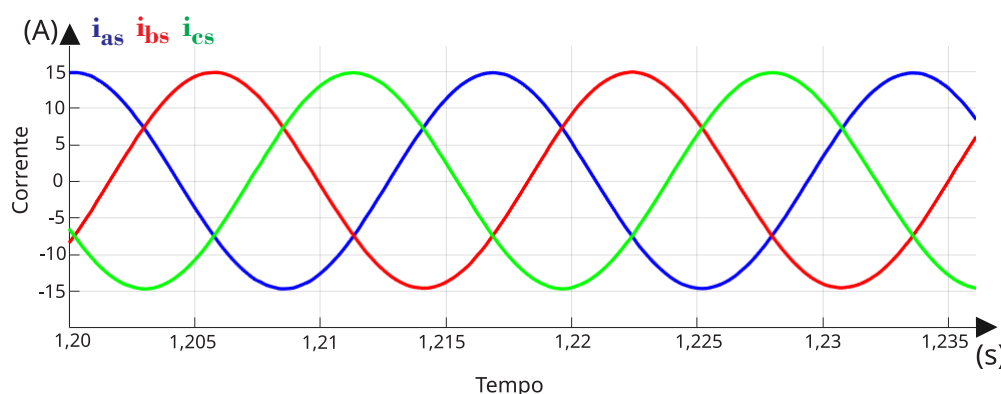


Fonte: elaborada pelo autor.

5.3.2 Correntes Entregues à Rede

As correntes trifásicas entregues ao PAC via estator da máquinas, em regime permanente, estão expressas na Figura 5.2. Estas correntes possuem valor de pico de aproximadamente 15A.

Figura 5.2 – Correntes trifásicas entregues à rede em condições normais de funcionamento.

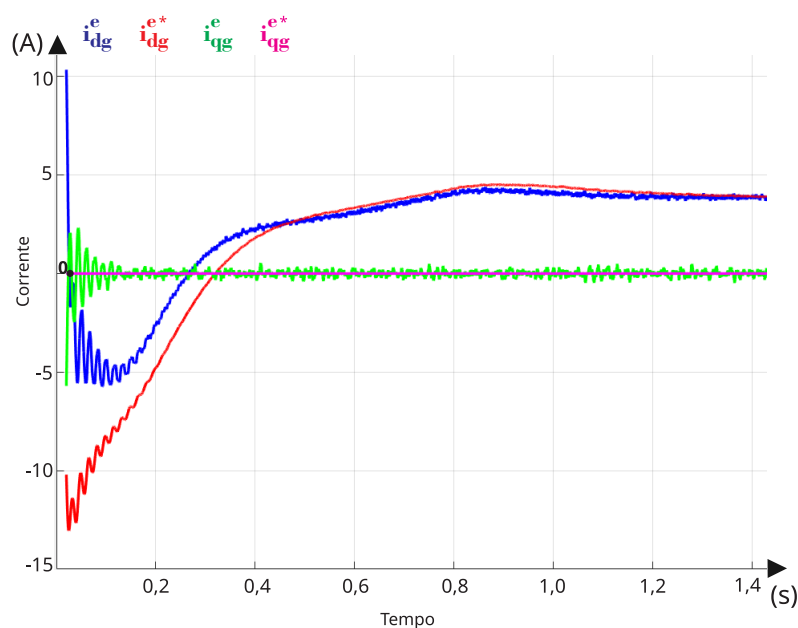


Fonte: elaborada pelo autor.

5.3.3 Controladores do VSI-ER

A dinâmica das correntes de eixo (dq) de entrada no VSI-ER, em regime transitório, são exibidas na Figura 5.3

Figura 5.3 – Correntes de eixo (dq) de entrada no VSI-ER em regime transitório.



Fonte: elaborada pelo autor.

A corrente de eixo (q) i_{qg}^e é controlada em zero, o que corresponde a uma potência reativa nula consumida pelo VSI-ER. A corrente de eixo (d) se estabiliza aproximadamente em $t=1s$ no valor de 3,9A.

As referências a ser seguidas pela corrente i_{dg}^e é gerada pelos controlador de tensão V_{dc} do barramento CC. O barramento CC está na saída do VSI-ER e sua tensão depende da potência ativa injetada pelo PAC no VSI-ER. A tensão do barramento CC em regime transitório, resultante das dinâmicas das correntes apresentadas na Figura 5.3, é exibida na Figura 5.4.

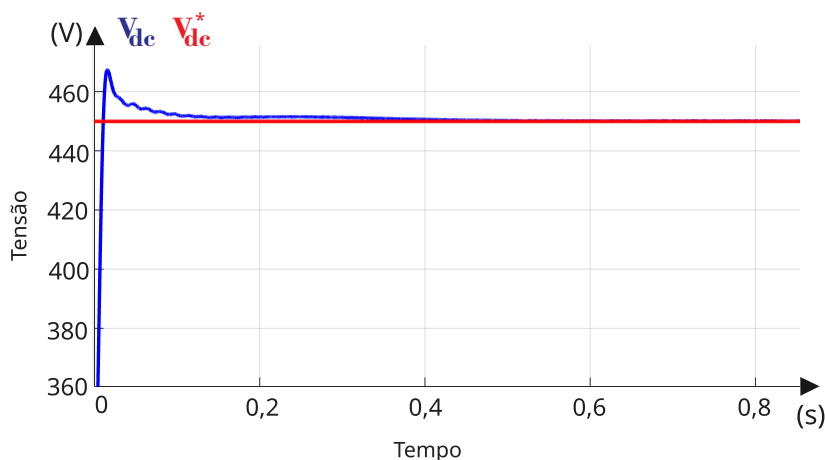
A dinâmica projetada para o controlador de tensão do barramento CC em malha fechada prevê um tempo de estabilização de 0,75s com ultrapassagem percentual de 5%. A dinâmica efetivamente obtida, da Figura 5.4, possui tempo de estabilização de aproximadamente 0,6s e ultrapassagem percentual de 4,1%, o que atende aos requisitos do projeto do controlador.

5.3.4 Controladores do DFIG

As correntes rotóricas de eixo (dq) em regime transitório, no referencial fluxo estático, são exibidas na Figura 5.5

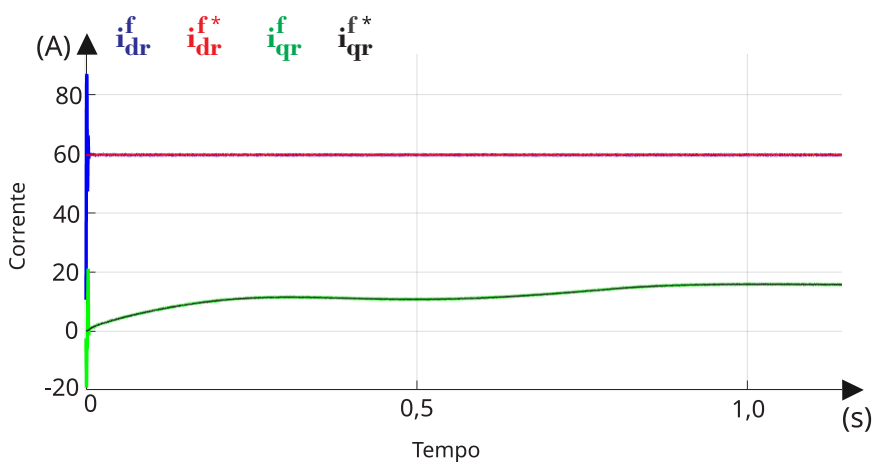
A dinâmica destas correntes possui um tempo de estabilização quase instantâneo com uma grande ultrapassagem percentual inicial gerada pelo transitório de partida da máquina. A

Figura 5.4 – Tensão do barramento CC em regime transitório.



Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 5.5 – Correntes rotóricas de eixo (dq) em regime transitório.

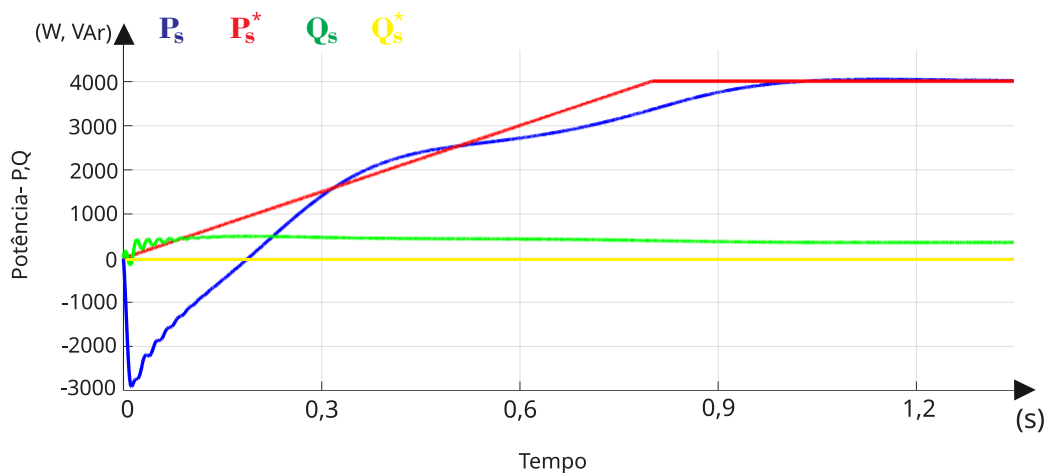


Fonte: elaborada pelo autor.

referência a ser seguida pela corrente i_{dr}^f é gerada pelo LVRT e a referência de i_{qr}^f é gerada pelo controlador de potência ativa estatórica. Em condições normais de funcionamento o LVRT gera uma referência de corrente $I_{dr_{ref}} = 59,64A$, o que corresponde a uma potência reativa estatórica nula. A potência ativa (entregue via estator) do ponto de operação do sistema é de 4kW, mas a referência de potência ativa parte em rampa, o que é equivalente a partir a máquina numa rampa de velocidade. Partir em rampa é necessário para o gerador de indução. As dinâmicas das potências ativa e reativa, entregues pelo DFIG via estator, estão expressas na Figura 5.6, em regime transitório.

A potência ativa segue a referência e se estabiliza no valor de operação de 4kW, já a potência reativa, a qual deveria ser nula, sofre um erro em regime permanente e se estabiliza em 357Var.

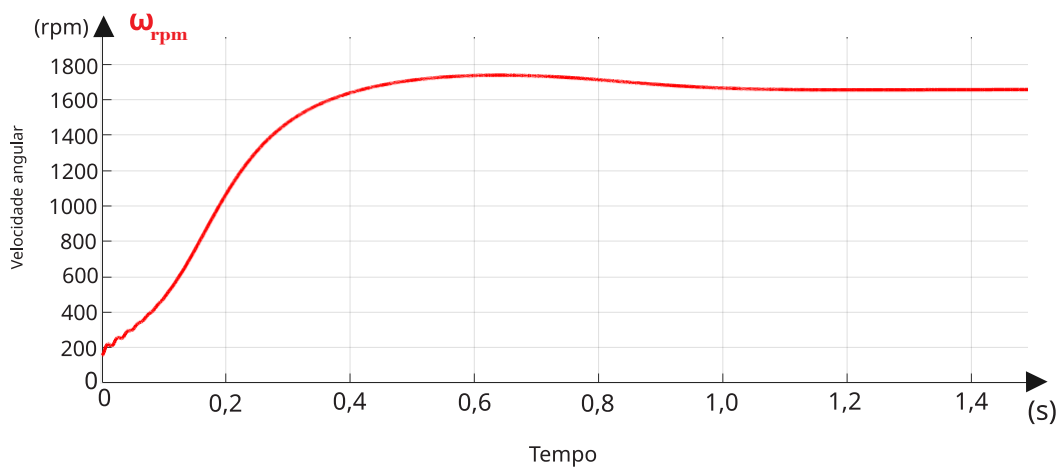
Figura 5.6 – Potência ativa e reativa entregues pelo DFIG.



Fonte: elaborada pelo autor.

A dinâmica da velocidade mecânica da máquina em regime transitório é exibida na Figura 5.7.

Figura 5.7 – Velocidade mecânica do rotor do DFIG em rpm.



Fonte: elaborada pelo autor.

A velocidade angular do rotor do DFIG se estabiliza em 1657rpm.

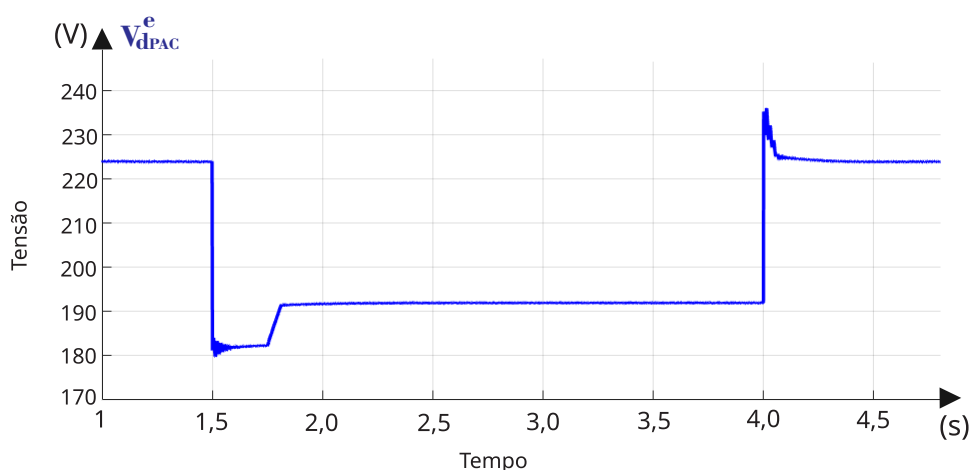
5.3.5 Simulação de subtensão no PAC

Em situações onde a tensão cai para abaixo de 0,85pu o SGD pode permanecer conectado por no máximo 1s. Nessa simulação é analisado o comportamento do sistema em uma situação onde a tensão estatórica de eixo d, no PAC, cai para 182V (0,82 pu). O valor nominal para tensão de eixo (d) estatórica v_{ds}^e , no referencial vetor tensão estatórica, é de 220 V.

O comportamento da tensão v_{ds}^e durante este surto de subtensão no PAC é apresentado

na Figura 5.8. No instante $t=1,5s$ a tensão no PAC cai para $0,82pu$, o LVRT entra em ação aumentando progressivamente a referência de corrente rotórica de eixo (d) i_{dr}^f , que controla a potência reativa estatórica. A medida que a corrente i_{dr}^f aumenta, o DFIG injeta mais potência reativa no PAC e a tensão do mesmo tende a subir.

Figura 5.8 – Dinâmica da tensão no PAC em condições de subtensão.



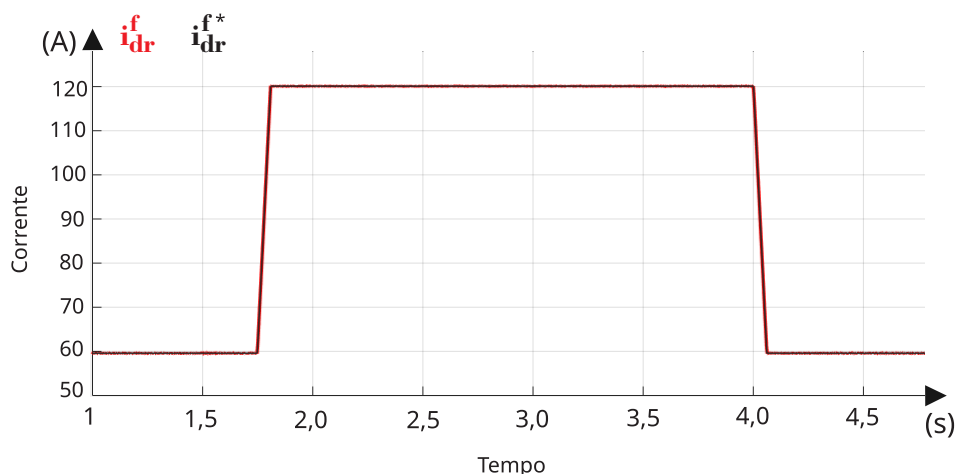
Fonte: elaborada pelo autor.

Após $0,25s$ após a queda de tensão, a corrente i_{dr}^f começa a subir e a tensão no PAC sobe rapidamente para $91,9V$ ($0,87pu$). No instante de $4s$, a tensão da rede volta ao patamar original, como o SGD estava injetando potência reativa, a tensão no PAC sobe para mais de $1pu$, então, o SGD deixa de injetar potência reativa e a tensão volta ao patamar original. Logo, durante o intervalo de $2,5s$ da queda de tensão, o sistema consegue permanecer conectado, uma vez que se a tensão está no intervalo entre $0,85pu$ e $0,9pu$, só há necessidade de desconectar o SGD depois de 5 segundos. A dinâmica da corrente i_{dr}^f , durante o surto de subtensão, está apresentada na Figura 5.9. Esta corrente controla a potência reativa injetada. Na Figura 5.9 a referência de corrente $I_{dr_{ref}}$ é gerada pelo LVRT.

As dinâmicas das potências ativa e reativa entregues ao PAC durante a subtensão estão exibidas na Figura 5.10

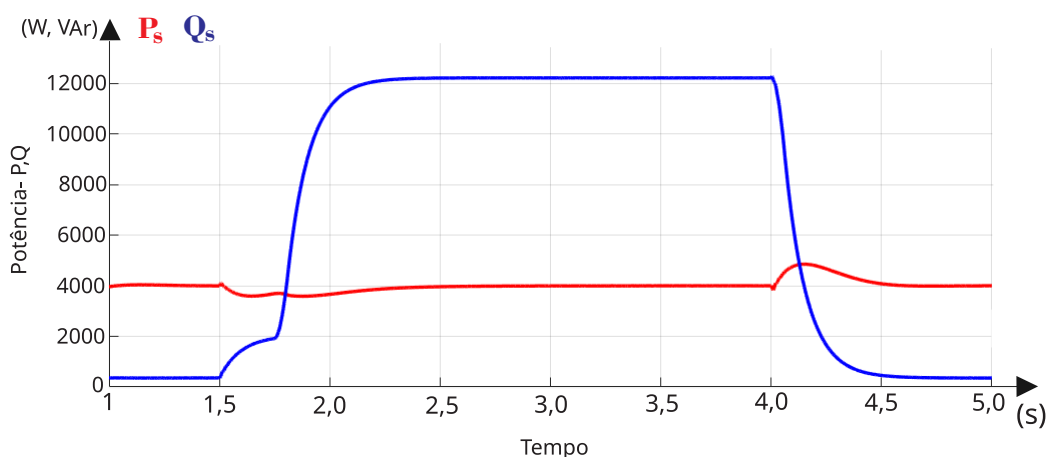
Antes do surto, em $t=1,5s$, as potências apresentam seus valores de operação, excetuando o erro em regime permanente para a potência reativa. Durante a subtensão, a potência reativa injetada no PAC sobe para patamares elevados comandada pelo LVRT, enquanto a potência ativa tem uma leve queda, ocasionada pelo afundamento da tensão no PAC. Após a subtensão os valores das potências voltam para os patamares nominais.

Figura 5.9 – Dinâmica da corrente i_{dr}^f em condições de subtensão.



Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 5.10 – Dinâmica da potência ativa e potência reativa injetadas no PAC em condições de subtensão.



Fonte: elaborada pelo autor.

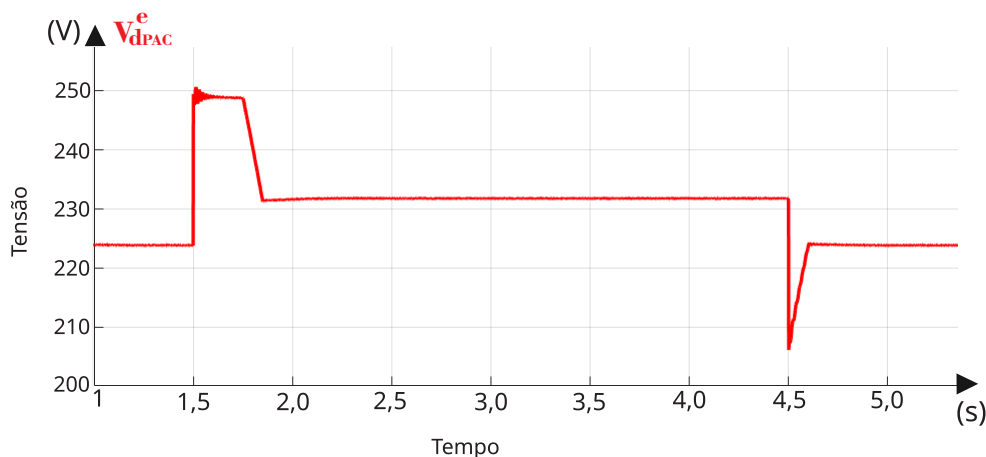
5.3.6 Simulação de sobretensão no PAC

Em situações onde a tensão aumenta para além de 1,1pu o SGD pode permanecer conectado por no máximo 2,5s. Nessa simulação é analisado o comportamento do sistema em uma situação onde a tensão estatórica de eixo d, no PAC, sobe para 249V (1,13 pu). O valor nominal para tensão de eixo (d) estatórica v_{ds}^e , no referencial vetor tensão estatórica, é de 220 V.

O comportamento da tensão v_{ds}^e durante este surto de sobretensão no PAC é apresentado na Figura 5.11. No instante $t=1,5$ s a tensão no PAC sobe para 1,13pu, o LVRT entra em ação diminuindo progressivamente a referência de corrente rotórica de eixo (d) i_{dr}^f , que controla a potência reativa estatórica. A medida que a corrente i_{dr}^f diminui o DFIG consome potência reativa

no PAC e a tensão do mesmo tende a diminuir.

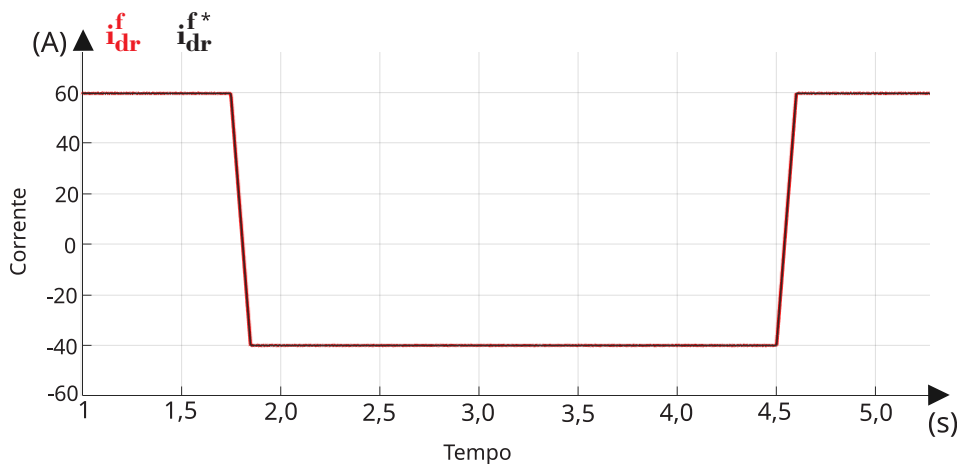
Figura 5.11 – Dinâmica da tensão no PAC em condições de sobretensão.



Fonte: elaborada pelo autor.

Após 0,25s da elevação da tensão, a corrente i_{dr}^f começa a diminuir e a tensão no PAC cai rapidamente para 231,8V (1,05pu). No instante $t=4,5s$, a tensão da rede volta ao patamar original e, devido ao estator da máquina estar consumindo um elevado valor de potência reativa, a tensão do PAC afunda momentaneamente para abaixo de 1 pu, então o LVRT comanda a potência reativa novamente para zero e a tensão do PAC volta ao patamar original. Logo, durante o intervalo de 3s da sobretensão, o sistema consegue permanecer conectado, uma vez que se a tensão está no intervalo entre 0,9pu e 1,1 pu, não há necessidade de desconectar o SGD. A dinâmica da corrente i_{dr}^f , durante o surto de sobretensão, está apresentada na Figura 5.12. Esta corrente controla a potência reativa consumida. Na Figura 5.12 a referência de corrente i_{dr}^{f*} é gerada pelo LVRT.

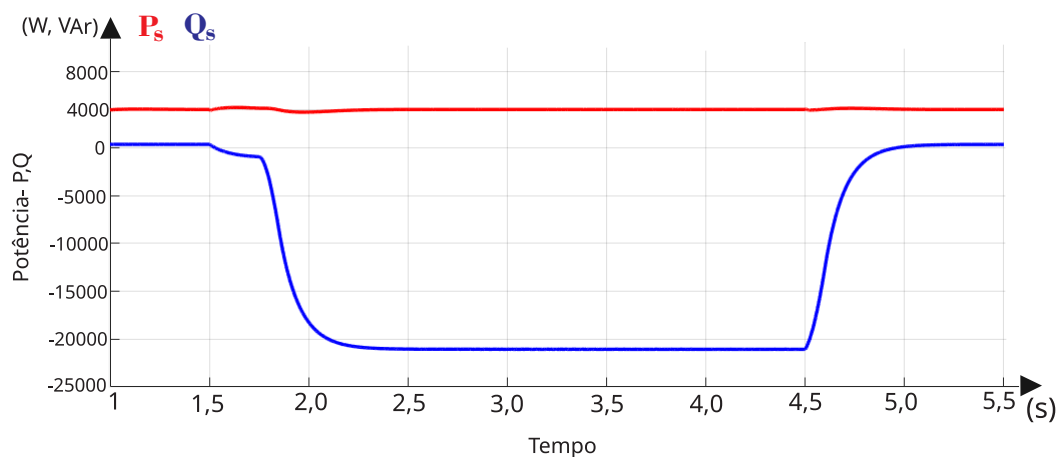
Figura 5.12 – Dinâmica da corrente i_{dr}^f em condições de sobretensão.



Fonte: elaborada pelo autor.

A dinâmica das potências ativa e reativa entregues ao PAC durante a sobretensão estão exibidas na Figura 5.13

Figura 5.13 – Dinâmica da potência ativa e potência reativa injetadas no PAC em condições de sobretensão.



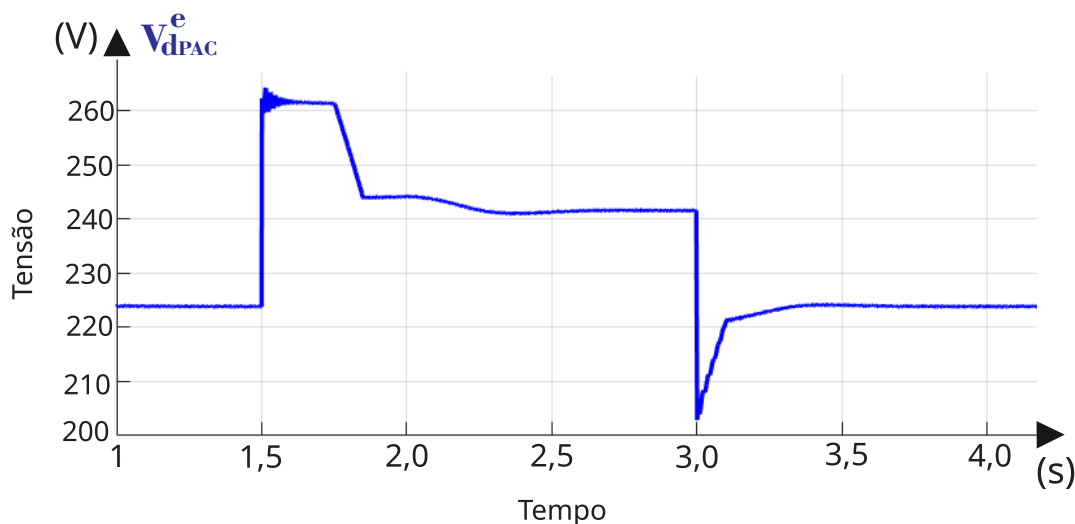
Fonte: elaborada pelo autor.

Antes do surto, em $t=1,5s$, as potências apresentam seus valores de operação, excetuando o erro em regime permanente para a potência reativa. Durante a sobretensão a potência reativa consumida do PAC sobe para patamares elevados comandada pelo LVRT, enquanto a potência ativa permanece constante. Após a sobretensão o valor da potência reativa volta para o patamar nominal.

5.3.7 Simulação de sobretensão no PAC com redução de potência ativa

Nesta simulação é analisada a ocorrência de sobretensão onde o consumo de potência reativa máximo permitido pela máquina não é suficiente para levar a tensão entre 0,9 pu e 1,1 pu. Desta forma, quando o consumo de potência reativa chega ao limite, o bloco LVRT comanda a diminuição da potência ativa injetada no PAC. O LVRT manda uma referência decrescente de potência para o controlador de potência ativa. A dinâmica da tensão v_{ds}^e é apresentada na Figura 5.14. Foi simulada a situação onde, no instante $t=1,5 s$, a tensão v_{ds}^e - valor nominal de 220 V- sobe de 223,8 V para 261,3 V(1,187 pu), fora do valor permitido para operação em regime permanente. O bloco LVRT comanda a diminuição de potência reativa enviando uma referência decrescente de corrente para o controlador de i_{dr}^f . No instante $t=1,86 s$, o consumo de potência reativa chega no limite e o valor da tensão v_{ds}^e cai para 244,1 V(1,11 pu), com este valor de tensão, o sistema pode permanecer conectado por no máximo 2,5 s. No instante $t=2 s$, o LVRT comanda a diminuição da potência ativa fazendo a tensão v_{ds}^e cair para 241,15 V(1,096 pu), entrando assim, na região permitida de operação(0,9 pu a 1,1 pu). No instante $t= 3 s$ a tensão da rede volta para o valor nominal e a tensão v_{ds}^e volta para o valor inicial de 223,8 V.

Figura 5.14 – Dinâmica da tensão no PAC em condições de sobretensão com redução da potência ativa.



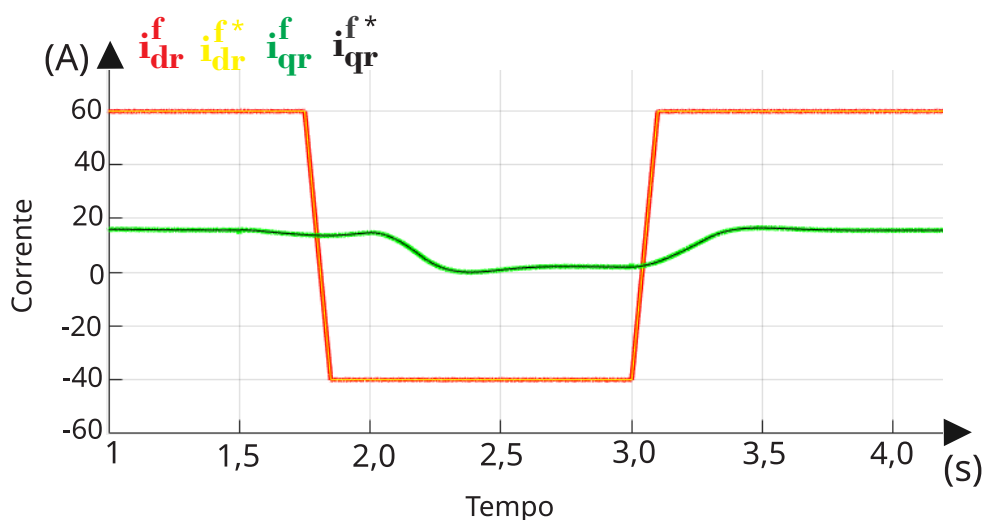
Fonte: elaborada pelo autor.

Na Figura 5.15, é apresentada a dinâmica das correntes rotóricas de eixo (dq), i_{dr}^f e i_{qr}^f . No capítulo 3 é mostrado que, no referencial vetor fluxo estatórico, a potências ativa e reativa injetadas no PAC dependem das correntes i_{qr}^f e i_{dr}^f , respectivamente. No instante $t=1,8s$, almejando a diminuição da potência reativa, o LVRT diminui a referência de corrente i_{dr}^{f*} até o limite mínimo de -40 A, a qual é seguida por i_{dr}^f . No instante $t=2s$, devido ao consumo de potência reativa não ter sanado a sobretensão, o controlador da corrente i_{qr}^f recebe do controlador de potência uma referência decrescente i_{qr}^{f*} , fazendo a corrente i_{qr}^f sair do valor de 14,5 A para 2 A. Após a extinção da sobretensão, os controladores são setados novamente para os valores nominais, fazendo a corrente i_{dr}^f voltar para o seu valor nominal de 59,67 A (potência reativa injetada nula) e a corrente i_{qr}^f voltar para o seu valor de operação de 15,5 A (potência ativa injetada de 4kW).

A dinâmica da potência reativa entregue ao PAC é apresentada na Figura 5.16. Quando há a sobretensão, em virtude da diminuição da corrente i_{dr}^f , a potência reativa cai de 370 VAR para -22 kVar. No instante $t=3s$, a sobretensão é extinta e o bloco LVRT comanda a subida da corrente i_{dr}^f , fazendo a potência reativa subir para 353,4 VAR.

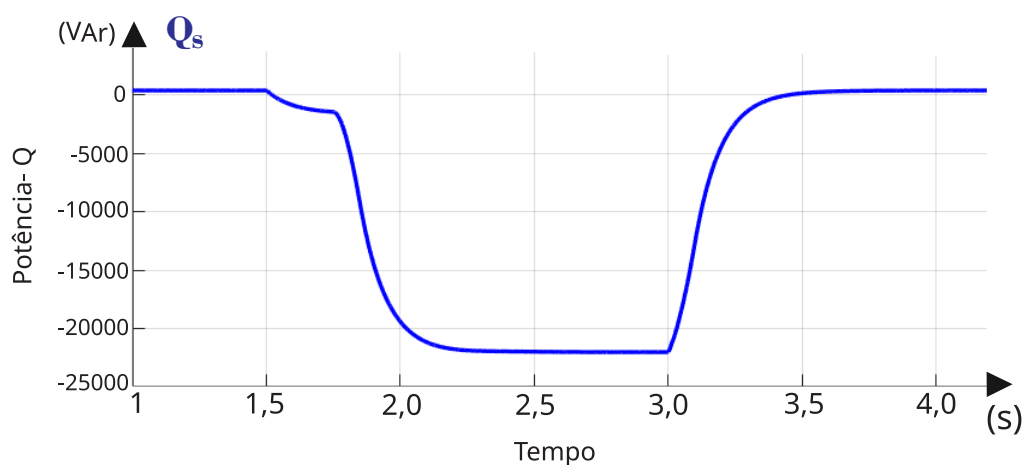
A potência ativa injetada no PAC é apresentada na Figura 5.17. No instante $t=2s$, o bloco LVRT manda uma referência de 100 W, decrescente em rampa, para o controlador de potência ativa. A potência ativa cai, então, do seu valor de operação de 4 kW para se estabilizar em 138 W. No instante $t=3s$, a sobretensão é extinta e a referência de potência ativa sobe, em rampa, para seu valor de operação de 4 kW, fazendo a potência ativa injetada no PAC subir para 4 kW.

Figura 5.15 – Dinâmica das correntes i_{dr}^f e i_{qr}^f em condições de sobretensão com redução da potência ativa.



Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 5.16 – Dinâmica da potência reativa injetada no PAC em condições de sobretensão com redução da potência ativa.

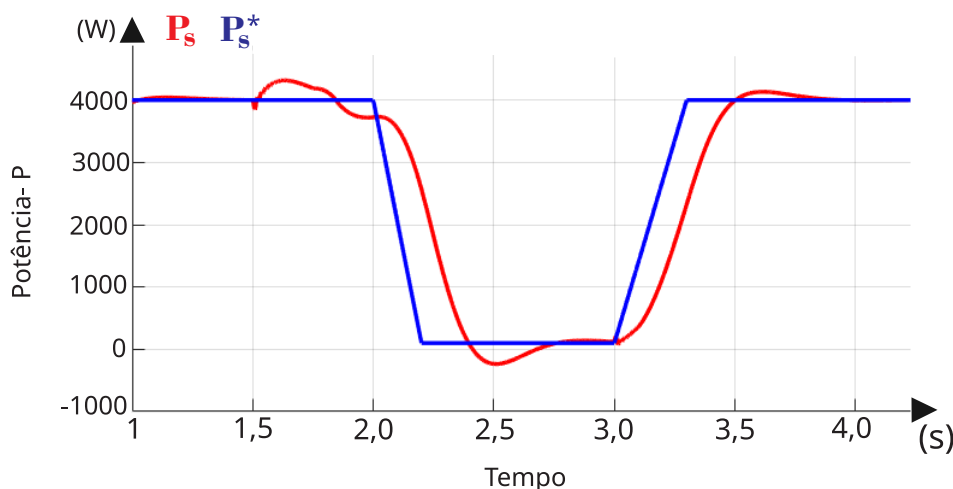


Fonte: elaborada pelo autor.

5.3.8 Simulação de interrupção do SGD

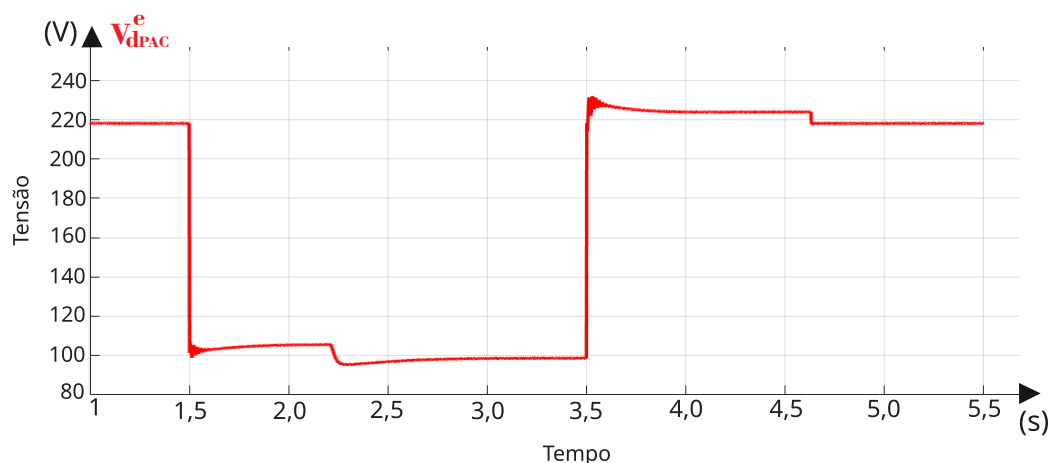
Para tensões no PAC de 0,2pu a 0,85pu, o sistema pode permanecer conectado em uma escala linear de tempo que vai de 0,5s, para 0,2pu, a 1s, para 0,85pu. O gráfico do código de rede brasileiro está apresentado no capítulo 2. Nesta simulação foi implementada uma subtensão no PAC fazendo a tensão de eixo (d), no referencial tensão estatórica, ir do valor de tensão nominal de 220V para $v_{ds}^e = 103V$, este valor corresponde a aproximadamente 0,47pu. Para um valor de 0,47pu, em consonância com o que foi explicado no início da subseção, o tempo máximo antes de desconexão do SGD é de 0,7s. A tensão no PAC é exibida na Figura 5.18

Figura 5.17 – Dinâmica da potência ativa injetada no PAC em condições de sobretensão com redução da potência ativa.



Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 5.18 – Tensão de eixo d do PAC em condições de desconexão.



Fonte: elaborada pelo autor.

A subtensão ocorre em $t=1,5s$, como o LVRT não comporta recuperar um desvio tão alto de tensão em relação ao valor nominal, então após um intervalo de aproximadamente $0,7s$ o SGD é desconectado, em concordância com as curvas de LVRT definidas pelo código brasileiro. A desconexão é feita através do breaking chopper que dissipa a potência ativa do gerador. As dinâmicas das potências ativa e reativa para a simulação de desconexão estão apresentadas na Figura 5.21. Na Figura 5.21 tem-se inicialmente a potência ativa no valor de operação de $4kW$, no instante $t=1,5s$ a tensão do PAC afunda e após $0,7s$, no instante $t=2,2s$ um comando é enviado para fechar a chave do breaking chopper e as potências vão para zero. O comando de acionamento do *breaking chopper* está exibido na figura abaixo das potências ativa e reativa. No instante $t=3,5s$ as tensões no PAC voltam ao normal e o funcionamento inicial é retomado com a

abertura da chave do *Chopper*. A potência dissipada pelo breaking chopper durante a desconexão é exibida na Figura 5.22 e é a própria potência ativa nominal do sistema de 4kW.

Figura 5.19 – Dinâmica da corrente i_{dr}^f em condições de desconexão.

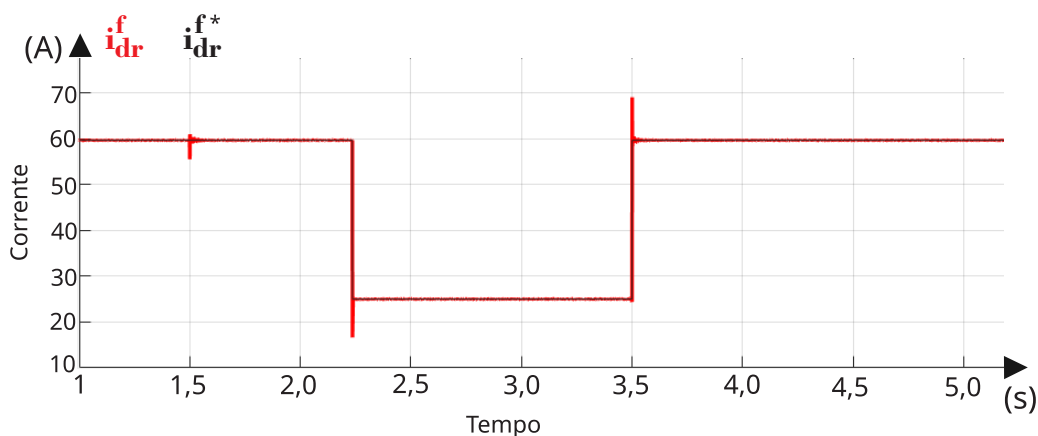
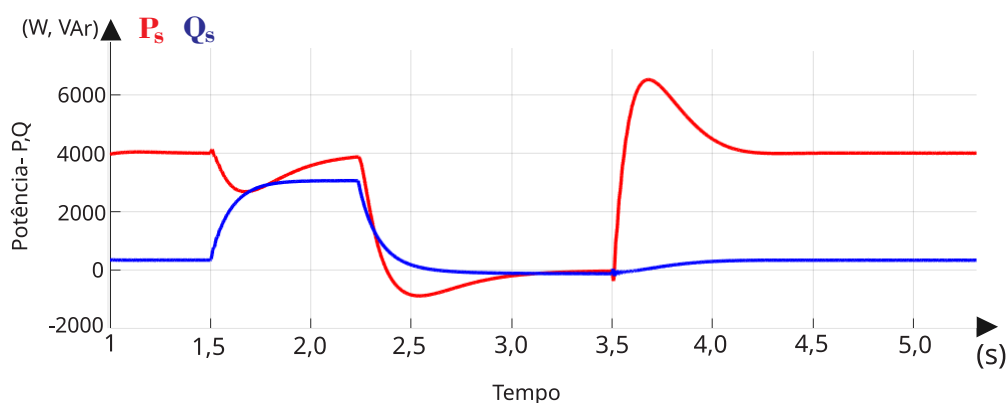


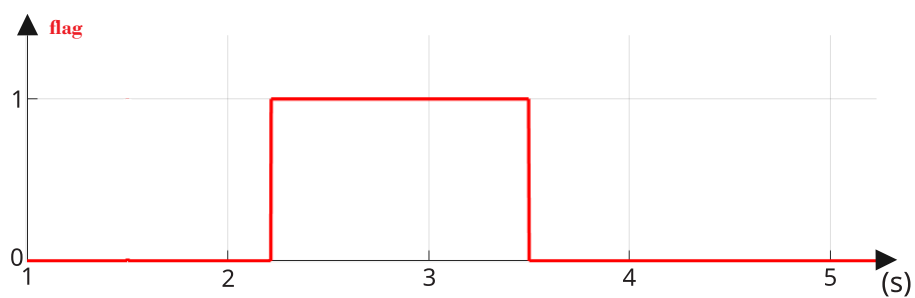
Figura 5.20 – Dinâmica das potências ativa e reativa na desconexão.



5.4 SÍNTESE DO CAPÍTULO

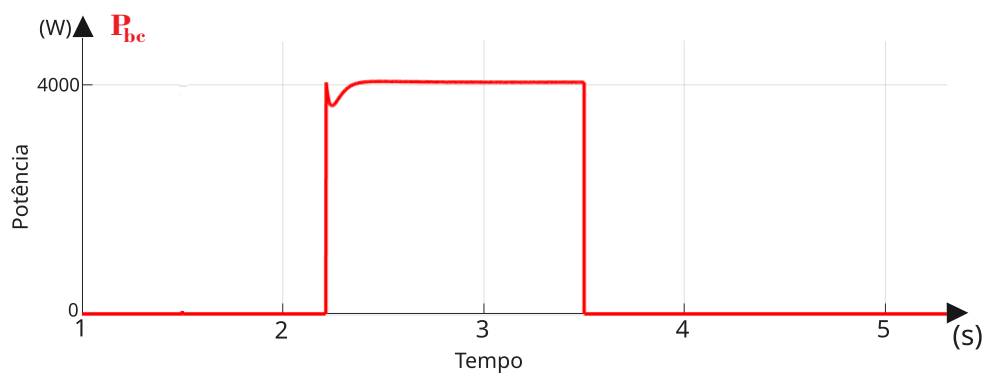
Neste capítulo é realizado o dimensionamento dos parâmetros dos controladores, tanto do lado da rede quanto do lado do rotor, utilizando a metodologia e os critérios de controle expostos no capítulo 4. Também é feita a apresentação das simulações da operação do sistema, tanto em condições normais de operação, quanto em condições de subtensão e sobretensão, dando ênfase ao funcionamento do LVRT. A análise dos resultados é apresentada, avaliando as curvas provenientes das simulações do SGD.

Figura 5.21 – Flag de desconexão gerada pelo LVRT comandando o fechamento da chave q_{bc} do Breaking Chopper.



Fonte: elaborada pelo autor.

Figura 5.22 – Dinâmica da potência dissipada pelo chopper.



Fonte: elaborada pelo autor.

6 CONCLUSÕES

Neste trabalho de conclusão de curso é realizado o projeto de um SGD eólico baseado em DFIG. A topologia do SGD consiste no gerador ligado à rede via estator e rotor, sendo o estator diretamente conectado ao PAC e o rotor conectado ao PAC por um conversor *back to back*. A dinâmica de funcionamento do SGD consiste no controle das correntes de fase do rotor do DFIG por meio do *back to back*. É demonstrado que as potências ativa e reativa injetadas/consumidas na rede pelo estator são dependentes das correntes do rotor, em virtude do acoplamento magnético. É implementado um bloco LVRT que controla as potências ativa e reativa entregues ao PAC em casos de desvios da tensão nominal da rede em regime permanente. Uma análise do funcionamento do bloco LVRT é promovida nos seguintes cenários, i) subtensão na rede resolvida com injeção de reativos, ii) sobretensão na rede resolvida com consumo de reativos, iii) sobretensão na rede resolvida com consumo de reativos e diminuição da potência ativa injetada e iv) subtensão na rede com desconexão do SGD.

Na primeira parte do trabalho são apresentadas as ferramentas matemáticas necessárias ao desenvolvimento dos modelos dos componentes do SGD. São desenvolvidos os modelos matemáticos da rede, do filtro LCL(indutivo capacitivo indutivo), do barramento CC (Corrente Contínua) do *back to back* e do DFIG. São determinadas as seguintes funções de transferência: Tensão do barramento CC em função das correntes do filtro LCL no referencial vetorial, correntes de fase do rotor no referencial vetorial em função das tensões de fase do rotor no referencial vetorial, potências ativa e reativa de saída do estator em função das correntes de fase do rotor no referencial vetorial. É demonstrado que, no referencial vetor tensão estatórica, a tensão do barramento CC depende da corrente de eixo direto do filtro LCL. Também é demonstrado que no referencial vetor fluxo estatórico, as potências ativa e reativa, entregues ao PAC, são funções das correntes de eixo em quadratura e direto do rotor, respectivamente.

O sistema de controle do SGD é implementado de maneira vetorial. No bloco de controle do lado da rede, é utilizado o referencial vetor tensão estatórica. A referência de corrente de eixo direto do filtro LCL é gerada pelo controlador de tensão do barramento CC, a referência de corrente de eixo em quadratura é mantida em zero, já que se almeja o consumo nulo de potência reativa da rede pelo filtro. No bloco de controle do lado do rotor é usado o referencial vetor fluxo estatórico. A referência de corrente rotórica de eixo em quadratura é gerada pelo controlador de potência ativa do estator. A referência de corrente rotórica de eixo direto é gerada pelo LVRT, que em condições de surtos de tensão comanda a injeção/consumo de potência reativa da rede aumentando/diminuindo a referência de corrente de rotórica de eixo direto. O LVRT

pode, também, em casos de sobretensão não revertidos pelo consumo de potência reativa, mandar uma referência de potência ativa decrescente para o controlador de potência ativa, ocasionando a diminuição da corrente rotórica de eixo em quadratura.

Os resultados das simulações em todos os cenários de subtensão/sobretensão propostos são apresentados, onde são analisadas as tensões de eixo direto do PAC no referencial vetor tensão estatórica- V_{dPAC}^e -, as correntes rotóricas de eixo direto e em quadratura- i_{dr}^f e i_{qr}^f - e as potências ativa e reativa entregues à rede, P_s e Q_s . São analisadas, em regime permanente, as tensões do PAC e as correntes entregues à rede elétrica no referencial trifásico. Além disso, é avaliado o desempenho dos controladores das correntes de entrada do VSI-ER(do inglês, *Voltage Source Inverter*- Etapa Retificadora), dos controladores de tensão do barramento CC e dos controladores das correntes de fase do rotor. O bloco LVRT é capaz de compensar as tensões do PAC em situações de subtensão em aproximadamente 0,05 pu, já em casos de sobretensão, o LVRT consegue baixar a tensão em aproximadamente 0,091 pu, contando com a redução de potência ativa. Com isso, o SGD tem uma margem maior para seguir as curvas de LVRT sem ter que ser desconectado da rede elétrica.

6.1 SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS

Como perspectiva futura para este trabalho, as seguintes propostas são sugeridas:

- Realizar a implementação prática do sistema desenvolvido, testando o algoritmo de LVRT para casos reais de subtensão/sobretensão;
- Utilização de um SGD eólico em maior escala;
- Desenvolver a integração entre o controle do LVRT e o sistema de proteção do SGD.

REFERÊNCIAS

- ABEEÓLICA. **Boletim anual de geração eólica**. 2023. [Online; accessed 12-Dezembro-2023]. Disponível em: <https://abeeolica.org.br/wp-content/uploads/2024/07/424_ABEEOLICA_BOLTIM-ANUAL-2024_DIGITAL_PT_V3.pdf>. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 28.
- BURTON, T.; SHARPE, D.; JENKINS, N.; BOSSANYI, E. **Wind Energy Handbook**. [S.l.]: John Wiley Sons, 2001. Citado na página 30.
- DIN, Z.; ZHANG, J.; ZHU, Y.; XU, Z.; EL-NAGGAR, A. Impact of grid impedance on lVRT performance of dFIG system with rotor crowbar technology . **IEEE ACCESS**, 2019. Citado 2 vezes nas páginas 44 e 45.
- DIVONE, L. “**Evolution of Modern Wind Turbines**”. In **Wind Turbine Technology – Fundamental Concepts of Wind Turbine Engineering**. [S.l.]: SPERA S.A, 1994. Citado na página 30.
- DUTRA, R. **Energia Eólica, Princípios e Tecnologia**. [S.l.]: CRESESB, 2008. Citado 8 vezes nas páginas 26, 30, 31, 32, 33, 34, 35 e 37.
- EL-SHARKAWI, M. A. **Electric Energy: An Introduction**. [S.l.]: CRC Press, 2013. Citado na página 38.
- EPE. **Balanco Energético Nacional, Relatório Síntese 2024**. 2024. [Online; accessed 08-Dezembro-2024]. Disponível em: <https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-819/topico-715/BEN_S%C3%ADntese_2024_PT.pdf>. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 26.
- GOLDEMBERG, J.; LUCON, O. Energias renováveis: um futuro sustentável. **REVISTA USP**, n. 72, 2007. Citado na página 24.
- GWEC. **GLOBAL WIND REPORT 2024**. 2024. [Online; accessed 12-Dezembro-2024]. Disponível em: <https://abeeolica.org.br/wp-content/uploads/2024/08/GWR-2024_digital-versi%00F3%00F5on_final-2.pdf>. Citado na página 27.
- IEA. **World Energy Outlook 2024**. 2024. [Online; accessed 10-Dezembro-2024]. Disponível em: <<https://iea.blob.core.windows.net/assets/02b65de2-1939-47ee-8e8a-4f62c38c44b0/WorldEnergyOutlook2024.pdf>>. Citado 2 vezes nas páginas 24 e 25.
- KIM, S.-H. **Electric Motor Control: DC, AC, and BLDC Motors**. Elsevier Science, 2017. ISBN 9780128123195. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=ewKqDQAAQBAJ>>. Citado 2 vezes nas páginas 60 e 86.
- LEIER-UFRN. **Laboratório de Eletrônica Industrial e Energias Renováveis**. 2025. Disponível em: <<https://leier.ct.ufrn.br/>>. Citado na página 130.
- LIU, M.; PAN, W.; RAO, Y.; LI, C.; LIU, T.; ZHU, Z.; ZHANG, Y. An electromagnetic transient analysis model for dFIG considering lVRT hardware protection. **IEEE**, v. 9, 2021. Citado 2 vezes nas páginas 49 e 50.

LOPES, N. M. L. **SISTEMA EÓLICO BASEADO EM PMSG OPERADO NO MODO CORRENTE COM CAPACIDADE LVRT E SUPORTE DE TENSÃO**. Monografia (Trabalho de Conclusão de Curso) — Universidade Federal do Rio Grande do Norte, 2023. Citado 3 vezes nas páginas 38, 57 e 127.

NISE, N. S. **Engenharia de Sistemas de Controle**. [S.l.]: LTC, 2012. Citado 5 vezes nas páginas 112, 113, 114, 115 e 116.

OFFSHOREWIND. **Mingyang Commissions 16 MW Offshore Wind Turbine with 260-Metre Rotor Diameter in China**. 2023. Disponível em: <<https://www.offshorewind.biz/2023/07/18/mingyang-commissions-16-mw-offshore-wind-turbine-with-260-metre-rotor-diameter-in-china/>>. Citado na página 31.

OLIVEIRA, J. C. d. O. **A EVOLUÇÃO DA MATRIZ ELÉTRICA BRASILEIRA E AS FONTES RENOVÁVEIS NA FUTURA ECONOMIA DO CARBONO ZERO**. Monografia (Trabalho de Conclusão de Curso) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2021. Citado na página 24.

ONS. **Submódulo 3.6: Requisitos técnicos mínimos para a conexão às instalações de transmissão**. 2019. Disponível em: <<https://www.ons.org.br/paginas/sobre-o-ons/procediment-os-de-rede/historico>>. Citado 4 vezes nas páginas 44, 45, 46 e 47.

REN, J.; XIAO, X.; ZHENG, Z.; MA, Z. A smes-based dynamic current limiter to improve the lvrt capability of dfig-based wecs. **IEEE TRANSACTIONS ON APPLIED SUPERCONDUCTIVITY**, v. 31, n. 8, 2021. Citado 2 vezes nas páginas 49 e 51.

ROCHA, J. V. P. A. R. **USO DE ENERGIAS RENOVÁVEIS EM PROCESSOS CONTÍNUOS: UM ESTUDO EM UMA GRANDE CORPORAÇÃO DO BRASIL**. Monografia (Trabalho de Conclusão de Curso) — Universidade Federal de Ouro Preto, 2024. Citado na página 24.

ROCHA, T. d. O. A. Contribuições para estratégia de controle aplicada à geração fotovoltaica interconectada à rede elétrica. Universidade Federal do Rio Grande do Norte, 2015. Citado na página 118.

SEKTOROV, V. “the first aerodynamic three-phase electric power plant in balaclava. **L’Elettrotecnica**, v. 21, n. 11, p. 23–24, 1934. Citado na página 30.

SHEPHERD, D. “**Historical Development of the Windmill**”. In **Wind Turbine Technology – Fundamental Concepts of Wind Turbine Engineering**. [S.l.]: SPERA S.A, 1994. Citado na página 30.

SHEN, Y.-W.; KE, D.-P.; QIAO, W.; SUN, Y.-Z.; KIRSCHEN, D. S.; WEI, C. Transient reconfiguration and coordinated control for power converters to enhance the lvrt of a dfig wind turbine with an energy storage device. **IEEE TRANSACTIONS ON ENERGY CONVERSION**, v. 30, n. 4, 2015. Citado 2 vezes nas páginas 52 e 53.

SIMAS, M. S. S. **Energia Eólica e Desenvolvimento Sustentável no Brasil: Estimativa da Geração de Emprego por Meio de uma Matriz Insumo-Produto Ampliada**. Monografia (Trabalho de Conclusão Mestrado) — Universidade de São Paulo, 2012. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 27.

TAVARES, L. A. Matriz elétrica brasileira e as tendências futuras. **REVISTA CIENTÍFICA MULTIDISCIPLINAR**, v. 4, n. 5, 2023. Citado 2 vezes nas páginas 24 e 25.

UMANS, S. D. **Maquinas Eletricas de Fitzgerald e Kingsley**. [S.l.]: MCGRALL HILL, 2014. Citado na página 90.

WU, Q.; SUN, Y. **Modeling and Modern Control of Wind Power**. [S.l.]: Wiley, 2018. Citado 16 vezes nas páginas 38, 39, 40, 41, 42, 43, 46, 48, 64, 82, 94, 96, 98, 107, 118 e 123.

XIAO, X.-Y.; YANG, R.-H.; ZHENG, Z.-X.; WANG, Y. Cooperative rotor-side smes and transient control for improving the lVRT capability of grid-connected dfig-based wind farm. **IEEE TRANSACTIONS ON APPLIED SUPERCONDUCTIVITY**, v. 29, n. 2, 2019. Citado na página 52.

YAO, J.; LIU, R.; WANG, X.; SUN, P.; PEI, J.; HU, J. Dynamic stability analysis and improved lVRT schemes of dfig-based wind turbines during a symmetrical fault in a weak grid. **IEEE TRANSACTIONS ON POWER ELECTRONICS**, v. 35, n. 1, 2020. Citado na página 50.

ZHU, R.; CHEN, Z.; WU, X.; DENG, F. Virtual damping flux-based lVRT control for dfig-based wind turbine. **IEEE TRANSACTIONS ON ENERGY CONVERSION**, v. 30, n. 2, 2015. Citado 2 vezes nas páginas 50 e 51.