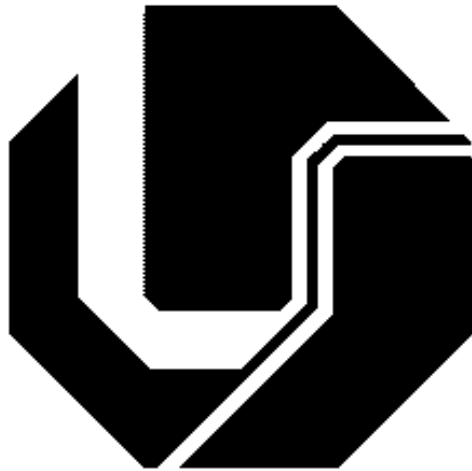


UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



**Propostas para Regulação de Tensão em Geradores de
Indução Trifásicos Autoexcitados: Análise com Carga
Dinâmica e com Carga Desequilibrada**

FERNANDO BENTO SILVA

DEZEMBRO
2018

FERNANDO BENTO SILVA

**Propostas para Regulação de Tensão em Geradores de
Indução Trifásicos Autoexcitados: Análise com Carga
Dinâmica e com Carga Desequilibrada**

Tese submetida à Universidade Federal de
Uberlândia como parte dos requisitos para a
obtenção do título de Doutor em Ciências.

Área de concentração: Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. PhD. Geraldo Caixeta
Guimarães

Uberlândia – MG

Dezembro / 2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

S586p
2018

Silva, Fernando Bento, 1986-
Propostas para regulação de tensão em geradores de indução trifásicos autoexcitados [recurso eletrônico] : análise com carga dinâmica e com carga desequilibrada / Fernando Bento Silva. - 2018.

Orientador: Geraldo Caixeta Guimarães.

Coorientador: Carlos Augusto Bissochi Júnior.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2019.306>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia elétrica. 2. Máquinas elétricas de indução. 3. Reguladores de voltagem. I. Guimarães, Geraldo Caixeta, 1954-, (Orient.). II. Bissochi Júnior, Carlos Augusto (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

CDU: 621.3

Maria Salete de Freitas Pinheiro - CRB6/1262

**Propostas para Regulação de Tensão em Geradores de
Indução Trifásicos Autoexcitados: Análise com Carga
Dinâmica e com Carga Desequilibrada**

FERNANDO BENTO SILVA

Tese aprovada para a obtenção do título de
Doutor no Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Elétrica da Universidade Federal
de Uberlândia (MG) pela banca examinadora
formada por:

Uberlândia, 20 de dezembro de 2018.

Geraldo Caixeta Guimarães, PhD. – UFU (Orientador)

Carlos Augusto Bissochi Júnior, Dr. – UFU (Coorientador)

Adélio José de Moraes, Dr. – UFU

Carlos Henrique Salerno, Dr. – UFU

Rui Vagner Rodrigues da Silva, Dr. – IFG

Antônio César Baleeiro Alves, Dr. – UFG

Dedico este trabalho aos meus pais, Antonio e Cleusa, e ao meu irmão José Ricardo, pelo estímulo, carinho e compreensão.

AGRADECIMENTOS

A Deus fonte inesgotável de força, luz e inspiração.

Ao Professor PhD. Geraldo Caixeta Guimarães, pela amizade, apoio, serenidade e competente orientação.

Aos Professores Dr. Carlos Augusto Bissochi Jr. e Dr. Daniel Pereira de Carvalho, pela amizade, e pelas significativas contribuições fornecidas na realização deste trabalho.

Aos amigos Wagner Eduardo Vanço, Felipe Adriano da Silva Gonçalves, Alessandro Monção Araújo Barbosa e João Paulo Amaral Duarte, pela amizade e parceria desde o mestrado.

Aos demais amigos dos núcleos de Dinâmica de Sistemas Elétricos, Máquinas e Aterramentos Elétricos, e Qualidade da Energia Elétrica, pelo convívio e companheirismo.

Aos Professores Dr. Adélio José de Moraes, Dr. Rui Vagner Rodrigues da Silva, Dr. Antônio César Baleeiro Alves e Dr. Carlos Henrique Salerno por fazerem parte da banca examinadora, e estarem contribuindo com o enriquecimento deste trabalho.

Ao Professor Dr. José Mário Menescal de Oliveira e ao funcionário Rubens Aparecido Assunção, pelas amizade e convívio durante estes anos.

As funcionárias Patrícia F. F. da Cruz e Cinara F. P. Mattos, pela presteza na realização dos serviços junto à secretaria da pós-graduação.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro disponibilizado para a realização deste trabalho.

“O valor das coisas não está no tempo que elas duram, mas na intensidade com que elas acontecem. Por isso existem momentos inesquecíveis, coisas inexplicáveis e pessoas incomparáveis”. (Fernando Pessoa)

RESUMO

Propostas para Regulação de Tensão em Geradores de Indução Trifásicos Autoexcitados: Análise com Carga Dinâmica e com Carga Desequilibrada

Esta tese apresenta propostas para controlar a tensão terminal nos geradores de indução trifásicos autoexcitados baseando na metodologia dos compensadores estáticos de reativo (*Static var Compensators*). Entretanto, diferente do método tradicional que utiliza tiristores em antiparalelo chaveando reatores, o regulador de tensão proposto, utiliza interruptores bidirecionais (*Bidirectional Switches*). Estas chaves são acionadas por meio de um sinal PWM proveniente da atuação de um controlador PID, gerando uma tensão eficaz sobre estes reatores, que consome a energia reativa do sistema, controlando a tensão terminal do gerador.

Partindo da utilização de interruptores bidirecionais, são apresentadas duas propostas de regulador de tensão para geradores de indução trifásicos autoexcitados. A primeira é voltada para cargas equilibradas, onde o regulador apresenta apenas um controlador PID no seu circuito. Neste caso, a performance do regulador é testada diante de carga dinâmica (partida direta de um motor de indução). Para esta são apresentados os resultados computacional e experimental. Já a segunda proposta, visa aprimorar o funcionamento do regulador de tensão apresentado na primeira, por permitir que o gerador de indução mesmo que esteja alimentando carga desequilibrada possa apresentar uma tensão terminal mais simétrica possível e dentro da faixa de regulação de tensão permissível. Neste caso, é proposto um regulador de tensão com controle individual para cada fase do gerador, ou seja, os interruptores bidirecionais de cada fase recebem um sinal PWM proveniente de controladores diferentes. Assim, a atuação deste regulador permite o fornecimento da energia reativa necessária para manter a tensão de cada fase dentro do valor estabelecido, compensando a influência do desequilíbrio de tensão. Para esta proposta, os resultados são apresentados por meio de simulação computacional.

Palavras-chave: Compensador Estático de Reativo, Gerador de Indução Autoexcitado, Interruptores Bidirecionais, Regulador de Tensão.

ABSTRACT

Proposals for Voltage Regulation in Three-phase Self-excited Induction Generators: Analysis with Dynamic Load and with Unbalanced Load

This thesis presents proposals for controlling the terminal voltage on three-phase self-excited induction generators, based on the methodology of static var compensators. However, different to the traditional method that uses thyristors in antiparallel switched reactors, the proposed voltage regulator uses bidirectional switches. These switches are triggered by means of a PWM signal that originates from the operation of a PID controller, thus generating an effective voltage over reactors that consumes the reactive power from the system, and through such controlling the terminal voltage of the generator.

Based on the use of bidirectional switches, two voltage regulator proposals are presented for the three-phase self-excited induction generator. The first is directed toward balanced loads, where the regulator presents only a PID controller on its circuit. In this case, the performance of the regulator is tested in the presence of a dynamic load (direct startup of an induction motor). To demonstrate further this case, computer and experimental results are presented. However, the second case looks at optimizing the working of the voltage regulator presented in first proposal, as it allows the induction generator, even when supplied with an unbalanced load, to present the most symmetrical terminal voltage possible, while maintaining it within the permitted voltage regulation range. In this case, a voltage regulator is proposed with individual control for each phase of the generator, that is, the bidirectional switches of each phase receive a PWM signal from different controllers. Thus, the switching of this regulator allows for the supply of the reactive energy necessary for maintaining the voltage of each phase within the established value, while compensating the influence of voltage unbalance. In order to demonstrate this proposal, the results are presented by means of computer simulation.

Keywords: Static Reactive Compensator, Self-excited Induction Generator, Bidirectional Switches, Voltage Regulator

LISTA DE FIGURAS

CAPÍTULO II

Figura 2.1 – Representação esquemática dos eixos magnéticos do estator e do rotor de uma máquina de indução trifásica conectada em estrela.	13
Figura 2.2 – Relação trigonométrica do circuito do rotor para o eixo qd	21
Figura 2.3 – Circuito equivalente de transformação no rotor para máquina de indução trifásica.	25
Figura 2.4 – Circuito equivalente por fase do motor de indução.	30
Figura 2.5 – Características de torque por velocidade dos motores de indução em função da classe e categoria de projeto; (a) Norma IEEE 112; (b) Norma ABNT NBR 5383-1.	34
Figura 2.6 – Conexão do banco de capacitores. (a) Ilustração da conexão do banco de capacitores; (b) Diagrama elétrico da conexão do gerador de indução ligado em Y, juntamente com o banco de capacitores ligado em Δ	35
Figura 2.7 – Curvas de magnetização e de linha de carga dos capacitores de um gerador de indução autoexcitado.	36
Figura 2.8 – Circuito equivalente por fase do gerador de indução.....	38

CAPÍTULO III

Figura 3.1 – Possíveis configurações de interruptores bidirecionais. (a) Interruptor bidirecional com ponte de diodos e IGBT; (b) Interruptor bidirecional com IGBTs na configuração emissor comum; (c) Interruptor bidirecional com IGBTs na configuração coletor comum; (d) Interruptor bidirecional com IGBT em antiparalelo com bloqueio reverso.	41
Figura 3.2 – Estrutura de um interruptor bidirecional na configuração emissor comum.	41
Figura 3.3 – Diagrama esquemático do gerador de indução com o regulador de tensão proposto para operação do GITAE com cargas equilibradas.	43
Figura 3.4 – Circuito equivalente por fase de um GITAE com o regulador de tensão proposto para cargas equilibradas.....	44
Figura 3.5 – Diagrama de bloco representativo do regulador de tensão do gerador de indução e do capacitor de excitação e carga RL.....	45
Figura 3.6 – Diagrama esquemático do gerador de indução com o regulador de tensão proposto para operação do GITAE com cargas desequilibradas.....	47

CAPÍTULO IV

Figura 4.1 – Perfil da tensão terminal do GITAE durante a simulação.....	52
Figura 4.2 – Resultados obtidos na simulação computacional e no teste experimental.	53
Figura 4.3 – Bancada utilizada no teste experimental; (1) Motor de corrente contínua; (2) Gerador de indução [3 cv]; (3) Banco de capacitores; (4) Banco de reatores; (5) Interruptores bidirecionais; (6) Carga trifásica; (7) Motor de indução [1 cv].	54
Figura 4.4 – Diagrama esquemático utilizado na simulação computacional.	56
Figura 4.5 – Diagrama esquemático utilizado para o controle de velocidade do motor de corrente contínua.	57
Figura 4.6 – Diagrama de blocos do controlador PI utilizado para controlar a velocidade do motor de corrente contínua.	57
Figura 4.7 – Diagrama de blocos do controlador PID utilizado no regulador de tensão.	58
Figura 4.8 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador. ...	59
Figura 4.9 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando os três controladores.	59
Figura 4.10 – Formas de onda de tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga desequilibrada; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]; (d) Corrente na carga.....	60
Figura 4.11 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.....	62
Figura 4.12 – Corrente no neutro da carga, corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão e corrente no neutro do gerador de indução; (a) Corrente no neutro da carga; (b) Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão; (c) Corrente no neutro do gerador.....	63
Figura 4.13 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador. .	65
Figura 4.14 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando três controladores.	65
Figura 4.15 – Formas de onda de tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga desequilibrada; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]. (d) Corrente na carga.....	66
Figura 4.16 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.....	68
Figura 4.17 – Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão e no neutro do gerador de indução.....	69
Figura 4.18 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador. .	70

Figura 4.19 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando os três controladores.	70
Figura 4.20 – Formas de onda da tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga bifásica; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]; (d) Corrente na carga.	71
Figura 4.21 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.....	73
Figura 4.22 – Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão e no neutro do gerador de indução.....	74
Figura 4.23 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador..	75
Figura 4.24 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando os três controladores.	75
Figura 4.25 – Formas de onda de tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga monofásica; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]; (d) Corrente na carga.....	76
Figura 4.26 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.....	78
Figura 4.27 – Correntes no neutro da carga, no neutro dos reatores do regulador de tensão e no neutro do gerador de indução; (a) Corrente no neutro da carga; (b) Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão; (c) Corrente no neutro do gerador.....	79

APÊNDICE A

Figura A.1 – Relação entre a potência do motor (P_n) e $sen(\phi_g)/sen(\phi_m)$	92
Figura A.2 – Processo de autoexcitação do gerador de indução com o banco de 1827,1 [var] e acionamento de uma carga no instante 5 [s]; (a) Perfil da tensão de fase do gerador; (b) Potência ativa e reativa consumida pela carga.....	93
Figura A.3 – Processo de autoexcitação do gerador de indução com o banco de 2500 [var] e acionamento de uma carga no instante 5 [s]; (a) Perfil da tensão de fase do gerador; (b) Potência ativa e reativa consumida pela carga.	94

LISTA DE TABELAS

CAPÍTULO II

Tabela 2.1 – Relação entre X_1 e X_2 em função da classe.....	34
Tabela 2.2 – Relação entre X_1 e X_2 em função da categoria.....	34

CAPÍTULO IV

Tabela 4.1 – Dados de placa, parâmetros elétricos e mecânicos do motor utilizado como gerador de indução.....	50
Tabela 4.2 – Dados dos bancos de capacitores B1 e B2.	50
Tabela 4.3 – Dados de placa, parâmetros elétricos e mecânicos do motor de indução de 1 [cv].....	51
Tabela 4.4 – Comparação dos resultados do perfil da tensão terminal do GITAE operando com carga desequilibrada, utilizando a estrutura do regulador de tensão com um controlador e com três controladores.....	80

LISTA DE SÍMBOLOS, ABREVIATURAS E SIGLAS

1.0 SÍMBOLOS USADOS EM EXPRESSÕES MATEMÁTICAS E FIGURAS

Símbolo	Significado	Unidade
v_{abc}	Equação de tensão do estator no domínio abc	V
v_{abcr}	Equação de tensão do rotor no domínio abc	V
r_s	Resistência do enrolamento do estator	Ω
r_r	Resistência do enrolamento do rotor	Ω
i_{abcs}	Corrente do estator	A
i_{abcr}	Corrente do rotor	A
λ_{abc}	Equação de fluxo concatenado do estator	Wb
λ_{abcr}	Equação de fluxo concatenado do rotor	Wb
$(f_{abc})^T$	Equação de transformação do estator no domínio abc	-
$(f_{abcr})^T$	Equação de transformação do rotor no domínio abc	-
L_s	Matriz de indutâncias do estator	H
L_r	Matriz de indutâncias do rotor	H
L_{ls}	Indutância de dispersão do estator	H
L_{ms}	Indutância de magnetização do estator	H
L_{lr}	Indutância de dispersão do rotor	H
L_{mr}	Indutância de magnetização do rotor	H
L_{sr}	Indutância mútua entre estator e rotor	H
N_s	Número de espiras em uma bobina por fase do estator	-
N_r	Número de espiras em uma bobina por fase do rotor	-

L'_r	Matriz de indutâncias do rotor referida ao estator	H
r'_r	Resistência do enrolamento do rotor referida ao estator	Ω
W_c	Energia de campo	J
W_f	Co-energia de campo	J
θ_{rm}	Deslocamento angular mecânico do rotor	rad
T_e	Torque eletromagnético	N.m
J	Momento de inércia do rotor	kg.m ²
T_L	Torque da carga	N.m
ω_r	Velocidade angular do rotor	rad/s
$(f'_{qd0r})^T$	Equação de transformação do rotor para o domínio $qd0$	-
$(f'_{abcr})^T$	Equação de transformação do rotor referenciada ao estator no domínio abc	-
K_r	Matriz de transformação do domínio abc para $qd0$ associadas ao circuito do rotor	-
β	Deslocamento angular de referência entre fase ar e o eixo em quadratura.	rad
θ	Deslocamento angular entre o eixo em quadratura e o eixo arbitrário	rad
θ_r	Deslocamento angular entre fase ar e o eixo arbitrário	rad
v_{qd0s}	Equação de tensão do estator no domínio $qd0$	V
v'_{qd0r}	Equação de tensão do rotor no domínio $qd0$	V
K_s	Matriz de transformação do domínio abc para $qd0$ associadas ao circuito do estator	-
λ_{dq0s}	Equação de fluxo concatenado do estator no domínio $dq0$	Wb
λ'_{dq0r}	Equação de fluxo concatenado do rotor no domínio $dq0$	Wb
V_1	Tensão nominal de fase no motor de indução	V

E_1	Força contra eletromotriz no estator	V
I_1	Corrente do estator	A
I_m	Corrente em vazio ou de magnetização	A
I_2	Corrente do rotor referida ao estator	A
R_1	Resistência do enrolamento do estator	Ω
X_1	Reatância de dispersão do enrolamento do estator	Ω
R_m	Resistência de perdas no ferro ou perdas no núcleo	Ω
X_m	Reatância de magnetização	Ω
X_2	Reatância de dispersão do rotor	Ω
R_2	Resistência do enrolamento do rotor	Ω
s	Escorregamento	%
P_{estator}	Potência dissipada no estator	W
P_{rot}	Perdas rotacionais	W
$P_{\text{núcleo}}$	Potência dissipada no núcleo	W
P_g	Potência transferida do estator para o rotor	W
P_d	Potência desenvolvida	W
P_{av}	Potência dissipada em atrito e ventilação	W
ω_s	Velocidade síncrona	rad/s
T_d	Torque desenvolvido	N.m
P_{ent}	Potência elétrica de entrada	W
η	Rendimento	%
P_{vz}	Potência elétrica trifásica a vazio	W
P_{rot}	Perdas rotacionais	W
I_{vz}	Corrente de linha a vazio	A

V_{vz}	Tensão de fase a vazio	V
X_{vz}	Reatância a vazio	Ω
Q_{vz}	Potência reativa a vazio	var
V_{bl}	Tensão de fase de rotor bloqueado	V
I_{bl}	Corrente de linha de rotor bloqueado	A
P_{bl}	Potência elétrica trifásica de rotor bloqueado	W
Q_{bl}	Potência reativa de rotor bloqueado	var
X_{bl}	Reatância de rotor bloqueado	Ω
f	Frequência da tensão terminal	Hz
f_{bl}	Frequência de ensaio de rotor bloqueado	Hz
R_{bl}	Resistência de rotor bloqueado	Ω
k	Constante adotada para diferentes classes de motores	-
V_R	Tensão remanente	V
V_g	Tensão de entreferro através da reatância de magnetização	V
F	Frequência em pu	pu
n_s	Frequência de rotação do campo girante do estator	rpm
n_r	Frequência de rotação do rotor	rpm
D	<i>Duty cycle</i> (ciclo de trabalho)	%
I_c	Corrente no capacitor de autoexcitação	A
I_R	Corrente no reator do regulador de tensão	A
I_L	Corrente na carga RL conectada ao gerador	A
v	Velocidade do rotor em pu	pu
$V_a V_b V_c$	Tensões terminais do gerador de indução	V
V_n	Tensão nominal	V

ω_n	Velocidade nominal	rad/s
ω_{ss}	Velocidade medida	rad/s
$\Delta\omega_n$	Erro de velocidade	rad/s
$C_{\Delta fase}$	Capacitância do banco de capacitores utilizado na autoexcitação do gerador	F
Q_g	Potência reativa absorvida na operação como gerador	var
P_n	Potência mecânica nominal	W
η_m	Rendimento na operação como motor	%
ϕ_m	Ângulo do fator de potência na operação como motor	°
ϕ_g	Ângulo do fator de potência na operação como gerador	°

2.0 ABREVIATURAS E SIGLAS

Símbolo	Significado
GI	Gerador de Indução
GITAE	Gerador de Indução Trifásico Autoexcitado
SVC	<i>Static var Compensator</i>
TCR	<i>Thyristor Controlled Reactor</i>
MOSFET	<i>Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor</i>
IGBT	<i>Insulated Gate Bipolar Transistors</i>
PWM	<i>Pulse Width Modulated</i>
STATCOM	<i>Static Synchronous Compensator</i>
CCVSC	<i>Current Controlled Voltage Source Converters</i>
CSC	<i>Current Source Converter</i>
CC	Corrente Contínua
CA	Corrente Alternada

ELC	<i>Electronic Load Controller</i>
SCR	<i>Saturable Core Reactor</i>
TSC	<i>Thyristor Switched Capacitor</i>
BDS	<i>Bidirectional Switches</i>
MC	<i>Matrix Converter</i>
PID	Controlador proporcional integral derivativo
rms	<i>Root mean square</i>

SUMÁRIO

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO	1
1.1 APRESENTAÇÃO	1
1.2 MOTIVAÇÕES	7
1.3 OBJETIVOS	9
1.4 ORGANIZAÇÃO DO CONTEÚDO PRESENTE NO TRABALHO	9

CAPÍTULO II

ANÁLISE, DESEMPENHO E CARACTERÍSTICAS DE FUNCIONAMENTO DO GERADOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO AUTOEXCITADO.....	11
2.1 INTRODUÇÃO	11
2.2 MODELAGEM MATEMÁTICA	12
2.2.1 EQUAÇÕES ELÉTRICAS	13
2.2.2 EQUAÇÃO DO TORQUE ELETROMAGNÉTICO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DA MÁQUINA	18
2.2.3 TRANSFORMAÇÃO PARA O DOMÍNIO $qd0$	20
2.2.4 EQUAÇÕES DE TORQUE NO DOMÍNIO $qd0$	29
2.3 CIRCUITO EQUIVALENTE DA MÁQUINA DE INDUÇÃO.....	29
2.3.1 OPERAÇÃO COMO MOTOR.....	29
2.3.1.1 Obtenção do circuito equivalente	31
2.3.2 OPERAÇÃO COMO GERADOR.....	34
2.3.2.1 O processo de autoexcitação e circuito equivalente	36
2.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS	38

CAPÍTULO III

METODOLOGIA APLICADA E PRINCÍPIO DE FUNCIONAMENTO DOS REGULADORES DE TENSÃO PROPOSTOS	40
3.1 INTRODUÇÃO	40
3.2 METODOLOGIA APLICADA.....	40
3.3 PRINCÍPIO DE FUNCIONAMENTO DOS REGULADORES DE TENSÃO ..	42
3.3.1 PROPOSTA PARA OPERAÇÃO DO GITAE COM CARGA EQUILIBRADA	42
3.3.1.1 Modelo Matemático do Regulador de Tensão.....	44
3.3.2 PROPOSTA PARA OPERAÇÃO DO GITAE COM CARGA DESEQUILIBRADA	46
3.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS	47

CAPÍTULO IV

RESULTADOS DO DESEMPENHO DO GITAE COM OS REGULADORES DE TENSÃO PROPOSTOS	49
4.1 INTRODUÇÃO	49
4.2 REGULADOR DE TENSÃO PROPOSTO PARA O GITAE OPERAR COM CARGAS EQUILIBRADAS.....	49
4.2.1 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL	51
4.2.2 TESTE EXPERIMENTAL	52
4.2.3 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	54
4.3 REGULADOR DE TENSÃO PROPOSTO PARA O GITAE OPERAR COM CARGAS DESEQUILIBRADAS	55
4.3.1 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL	58
4.3.1.1 Carga trifásica desequilibrada conectada em estrela	58
4.3.1.2 Carga trifásica desequilibrada conectada em delta.....	64
4.3.1.3 Carga bifásica	69

4.3.1.4 Carga monofásica	74
4.3.2 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	80
4.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS	81

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES	82
5.1 CONCLUSÕES	82
5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	84

REFERÊNCIAS

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	85
---	-----------

APÊNDICE A

DIMENSIONAMENTO DO BANCO DE CAPACITORES UTILIZADO NA AUTOEXCITAÇÃO	91
---	-----------

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 APRESENTAÇÃO

Tradicionalmente, os geradores síncronos têm sido utilizados universalmente para a geração de energia elétrica, entretanto a máquina de indução trifásica com rotor em gaiola de esquilo há muito vem despertando o interesse da comunidade científica e da indústria para aplicações em acionamentos ou em sistemas de geração. Por ser uma máquina robusta, construtivamente simples, apresentar baixo índice de manutenção, ter grande densidade de potência e custo reduzido, seu uso é difundido em inúmeras aplicações.

Além disso, a máquina de indução é facilmente substituível por apresentar ampla disponibilidade comercial. Segundo Singh, Jain e Singh (1991), o preço de um sistema de geração composto por gerador de indução é cerca de 40% a 50% do preço de um sistema com gerador síncrono de mesma capacidade de potência. Sendo que estas características favorecem a operação do gerador de indução em modo autônomo isolado para abastecer áreas distantes e remotas, onde a construção de uma linha de transmissão não é economicamente viável. Assim, o uso da máquina de indução como gerador de energia tornou-se uma alternativa viável para a redução de custos em sistemas não convencionais de geração de energia elétrica.

O gerador de indução por ser uma máquina que não possui um circuito que crie uma excitação de campo própria, como nos geradores síncronos, ele necessita de uma fonte de energia reativa externa para seu funcionamento, e esta pode ser a rede elétrica ou um banco de capacitores, dimensionado de forma correta e conectado nos terminais da máquina. Em sistemas isolados, o gerador de indução trifásico gaiola de esquilo com capacitores para excitação é chamado de gerador de indução trifásico autoexcitado (GITAE) (MORA et al., 2002), (BANSAL, 2005), (HAQUE, 2009).

Entre as inúmeras vantagens dos GITAEs, quando estes são acionados por fontes de energia, como biomassa, biogás, motores a biodiesel e pequenas centrais hidrelétricas, a frequência da tensão gerada pode ser mantida praticamente constante para as condições a vazio e com carga nominal (SINGH, B.; MURTHY; CHILUPI, 2014). Mas, a regulação de tensão tem

sido a principal desvantagem desta configuração de gerador. Assim, visando contornar este problema, são propostos nesta tese duas topologias de reguladores de tensão específicos para geradores de indução autoexcitados, que, durante uma variação da carga, mantêm a tensão nos terminais do gerador dentro de uma faixa de tensão pré-especificada, praticamente constante.

O conceito de autoexcitação da máquina de indução surgiu pela primeira vez em 1935, quando Bassett e Potter (1935) relataram que a máquina de indução podia ser operada como um gerador de indução em modo isolado usando um capacitor externo. Entretanto, na maioria dos casos, o uso desta simples configuração permite uma baixa regulação de tensão. Junto a esta configuração, foram propostos os capacitores em série para melhorar a regulação de tensão. Outro trabalho pioneiro no assunto foi apresentado por Wagner (1939), o qual propôs um método aproximado para analisar o funcionamento do gerador de indução autoexcitado.

Em um trabalho apresentado por Barkle e Ferguson (1954) foi proposto um modelo aproximado do gerador de indução para operação conectada e isolada da rede, para estudar os aspectos específicos como fator de potência e comportamento frente a curto-circuito. Foi comprovado que o gerador de indução não contribui sustentando parcelas de energia reativa em curtos-circuitos, a sua contribuição é mínima apenas no intervalo subtransitório, pois a ocorrência do curto-circuito leva o gerador de indução ao colapso de tensão.

Propondo um controle de tensão para o gerador de indução para aplicação em uma turbina eólica, Ooi e David (1979) estudaram o uso de compensador síncrono em conjunto com o gerador de indução de rotor bobinado para prover uma melhor regulação de tensão. O compensador síncrono fornecia a parcela de energia reativa pelos anéis deslizantes do rotor do gerador de indução através de um *drive* estático *Scherbius* (LEONHARD, 2001).

Com o surgimento dos tiristores na década de 60, possibilitou-se a implementação dos compensadores estáticos de reativo (*SVC - Static var Compensator*), utilizando capacitores e indutores chaveados a tiristor. Em um artigo escrito por Gyugyi (1979) são apresentados os métodos existentes de geração e controle de reativo por meio de circuitos contendo tiristores. Com base na utilização de compensadores estáticos de reativo, Brennen e Abbondanti (1977) propuseram um sistema de excitação estático para geradores de indução, implementado com banco de capacitores fixos e reatores controlados por tiristores (*TCR - Thyristor Controlled Reactor*).

Os autores Novotny, Gritter e Studtmann (1977) propuseram o uso de um inversor de comutação forçada a tiristor para a autoexcitação em máquinas de indução, justificando que o

uso do inversor permite a operação eficiente do gerador de indução para amplas faixas de velocidade.

Também fazendo o uso da compensação de potência reativa através da utilização de tiristores, os autores Khan e Chatterjee (1998) utilizaram um compensador var de estado sólido com característica lead-lag (*Solid-State Lead-lag var Compensator*) para regulação de tensão de um GITAE utilizado em uma micro central hidrelétrica. Neste tipo de esquema de regulação, o compensador funciona como uma fonte de corrente variável. A forma de onda da corrente gerada pode ser adiantada ou atrasada em relação a forma de onda da tensão. Tal ajuste é feito devido a atuação de um controlador PI (proporcional integral) que atua no ângulo de disparo dos tiristores presentes na estrutura do *Solid-State Lead-lag var Compensator*, regulando a tensão através da potência reativa absorvida.

Com a introdução dos novos dispositivos semicondutores de potência (MOSFETs e IGBTs) a partir da décadas de 70 e 80, juntamente com o desenvolvimento das técnicas de modulação PWM, foi possível a operação em altas frequências de comutação (BOSE, 1992). Tal fato, possibilitou o desenvolvimento de novos reguladores de tensão para os GITAEs. Estes reguladores baseiam-se no controle da energia reativa gerada a partir da inversão CC-CA, através do uso dos compensadores estáticos (*STATCOMs - Static Synchronous Compensator*).

Os *STATCOMs* apresentam duas topologias que são utilizadas no controle da tensão terminal dos GITAEs, a primeira utiliza um conversor de fonte de tensão controlado por corrente (*CCVSC - Current Controlled Voltage Source Converters*), e a segunda que utiliza um conversor de fonte de corrente (*CSC - Current Source Converter*). Em ambas topologias, o gerador de indução necessita de um banco de capacitores fixos para autoexcitação.

A tensão de saída do *CCVSC* é gerada por meio da inversão de tensão CC em CA. Basicamente este esquema de controle de tensão utiliza duas malhas de controle que geram as correntes de referência. O primeiro controlador PI é utilizado para controlar a tensão sobre o capacitor do link CC, controlando a corrente que é responsável por carregar ou descarregar este capacitor, mantendo a tensão constante do link CC. O segundo controlador PI, controla a amplitude da tensão da fonte através do valor do reativo da corrente responsável por regular a tensão da carga. Somando de forma conjunta as variáveis de saída dos dois controladores, juntamente com as variáveis de tensão e corrente obtidas pelos algoritmos implementados e aplicando as transformações do domínio *abc-dq0-abc*, têm-se as correntes de referência. Os sinais de disparo para os IGBTs são obtidos comparando as correntes de referência através de um controlador de corrente por histerese. Assim, regulando a tensão terminal do GITAE. Os

trabalhos descritos em Singh e Shilpakar (1998), Kuo e Wang (2001), Singh, Murthy e Gupta (2004), Singh, Murthy e Gupta (2006b), Singh e Kasal (2008), Palwalia (2013), Singh, Murthy e Chilipi (2014), Singh et al. (2015), Pingping et al. (2015), Singla e Pahwa (2015), Dalei et al. (2015), Ponnananthi e Kumar (2015) e Das e Giribabu (2016) utilizam em seus circuitos de potência a topologia *CCVSC-STATCOM* para controlar a tensão terminal em GITAEs, apresentando diferenças em relação as técnicas e os algoritmos de controle utilizados, além da particularidade de cada aplicação. Os *CCVSC-STATCOM* apresentam como vantagens, respostas rápidas e capacidade para operar em altas frequências.

O esquema de regulação de tensão para GITAEs que utiliza *CSC-STATCOM* possui o princípio de funcionamento semelhante ao descrito para o *CCVSC*. Entretanto, ele utiliza uma malha para fazer o controle por fonte de corrente ao invés de controle por fonte de tensão. Além disso, o circuito de potência do *CSC-STATCOM* é constituído de IGBTs com diodos em série. Os *CSC-STATCOM* apresentam como vantagens uma operação robusta diante de curtos-circuitos, não utiliza circuitos de controle complicados, pode operar em altas frequências de chaveamento contribuindo para diminuir o tamanho do indutor utilizado no link CC. As características e o funcionamento de um *CSC-STATCOM* regulando a tensão terminal de um GITAE são descritas com maiores detalhes em Karshenas e Abdolahi (2001).

Além dos reguladores de tensão para GITAEs que utilizam a inversão CC-CA, encontram-se também na literatura outros tipos de reguladores que utilizam diferentes técnicas e variadas estruturas no circuito de potência, tais como os trabalhos discutidos a seguir.

O controlador de carga eletrônico (*ELC - Electronic Load Controller*), aplicado para controlar a tensão nos geradores de indução autoexcitados utilizados em pequenas centrais hidrelétricas. Os circuitos de potência dos ELCs propostos por Bonert e Hoops (1990), Makky e El-Latif (1997), Bonert e Rajakaruna (1998), Singh, Murthy e Gupta (2006a) e Serban e Marinescu (2011) consistem em um retificador não controlado com um *chopper* alimentando uma carga resistiva, que dissipa potência para controlar a tensão terminal do GITAE. Já o ELC proposto por Ramirez e Montalvo (2007), utiliza interruptores trifásicos em série com uma carga resistiva, neste caso, o chaveamento é feito em corrente alternada.

Em Mishra, Singh e Vasantha (1992), os autores propuseram o controle de tensão em um GITAE por meio de um reator de núcleo saturado (*SCR - Saturable Core Reactor*), que funciona como um amplificador magnético autoexcitado, consumindo a energia reativa de um banco de capacitores fixos, através da demanda de potência reativa que o gerador utiliza para sua excitação e para alimentar cargas indutivas e motoras. Os resultados obtidos para este

regulador proposto são comparados com os resultados obtidos para um regulador com reator controlado a tiristores (*TCR - Thyristor Controlled Reactor*), tendo sido constatado melhores resultados em vários aspectos do regulador com *SCR* frente ao que utiliza *TCR*. Outro trabalho que também apresenta esta mesma configuração de controle de tensão para GITAEs, é descrita por Alghuwainem (2007).

Além do trabalho proposto por Brennen e Abbondanti (1977), na linha de pesquisa que utiliza os compensadores estáticos de reativo (*SVC – Static var Compensator*), destaca-se também os trabalhos de Jain, Mittal e Singh (1996) e Ahmed et al. (2004). De forma semelhante ao esquema empregado em Brennen e Abbondanti (1977), o trabalho proposto por Jain, Mittal e Singh (1996) utiliza uma conexão de banco de capacitores fixos (*FC - Fixed Capacitor*) em paralelo com um *TCR*. Neste caso, o gerador de indução não utiliza um banco de capacitores para sua autoexcitação, a energia reativa utilizada tanto pelo gerador e para as cargas provém do *TCR-FC*. Novamente, utilizando outra configuração de *SVC*, o trabalho proposto por Ahmed et al. (2004), apresenta uma estrutura composta pela conexão paralela de um conjunto de capacitores fixos, *TCR* e capacitores chaveados a tiristor (*TSC - Thyristor Switched Capacitor*). Neste caso, a regulação de tensão deste esquema é feita por meio de um controlador proporcional integral (PI), que controla o ângulo de disparo do *TCR* e do *TSC*.

Ainda empregando tiristores no circuito de potência dos reguladores de tensão para GITAEs, destaca-se o controle de carga em lastro (*ballast load control*), onde se utilizam tiristores chaveando carga resistiva para controlar a tensão terminal dos geradores de indução. Esta aplicação é utilizada nos aproveitamentos de pequenas e micro centrais hidroelétricas, como é abordado em Ekanayake (2002) e Braga et al. (2015).

Em uma linha de pesquisa paralela a dos inversores de frequência, foram desenvolvidos os conversores CA – CA. Visando a criação de conversores sem a utilização de elo em corrente contínua, e que diferentemente dos cicloconversores tradicionais pudessem operar tanto abaixo quanto acima da frequência de entrada. Em um trabalho apresentado por Gyugyi (1980), foram propostos os primeiros arranjos de interruptores bidirecionais (*BDS - Bidirectional Switches*), que constituíam uma estrutura denominada de cicloconversor de comutação forçada, hoje conhecidos por conversor em matriz (*MC - Matrix Converter*). A estrutura tradicional trifásica deste conversor é constituída de nove interruptores bidirecionais, como não há utilização de elementos armazenadores de energia, a transferência de energia entre a fonte e a carga é feita de forma direta. Tal fato, justifica uma maior eficiência se comparado com o sistema composto

por retificador e inversor, entretanto, o rendimento do *MC* é em função do aumento da frequência de comutação imposta as chaves bidirecionais (DANTAS, 2006).

Contribuindo de forma pioneira com algoritmos e novas técnicas de controle dos interruptores bidirecionais dos conversores em matriz, encontra-se na literatura o trabalho de Alesina e Venturini (1989). Em Wheeler et al. (2002), os autores apresentam uma revisão bibliográfica sobre conversores em matriz, onde são discutidas as mais importantes estratégias de modulação e controle desenvolvidas até o ano de 2002.

No que se refere a aplicação de interruptores bidirecionais para controlar a tensão terminal nos GITAEs, destaca-se o trabalho de Mahajan et al. (2017). Neste caso, os autores propuseram a aplicação de um sistema com conversor em matriz utilizando modulação vetorial espacial (*SVM - Space Vector Modulation*), conectado aos terminais de um gerador de indução autoexcitado para alimentar cargas remotas. Ocorrendo uma variação no módulo ou na frequência da tensão do gerador de indução, o conversor em matriz permite que a carga seja alimentada com tensão terminal constante. Os resultados são validados através de simulações computacionais e testes experimentais, comprovando-se que os conversores em matriz quando utilizados para este propósito tornam-se uma boa alternativa frente aos conversores de potência de dois estágios CA-CC-CA.

Outro trabalho que também apresenta a utilização de interruptores bidirecionais para controlar a tensão terminal em um GITAE diante de carga equilibrada, foi proposto por Silva et al. (2018), cujos resultados estão presentes nesta tese. Neste caso, a estrutura do regulador proposto utiliza interruptores bidirecionais que controlam o fluxo de potência reativa entre um banco de capacitores fixos e o gerador de indução. O controle da tensão terminal é feito por um controlador PID, que gera um sinal PWM que é aplicado aos interruptores bidirecionais conectados a um banco de reatores, gerando uma tensão eficaz sobre este banco, que absorve a potência reativa necessária para manter a tensão terminal do GITAE dentro dos valores permitidos de regulação de tensão, adotados na faixa de $0,95 \leq V_t \leq 1,05$ pu. Neste artigo, por meio de resultados computacional e testes experimental, é possível constatar a robustez do regulador de tensão proposto, onde é utilizado um GITAE de 3 [cv] que alimenta um motor de indução de 1 [cv] com partida direta, sem ocorrer o colapso da tensão terminal do gerador, além da tensão de recuperação ter se mantido em 1,02 pu.

Assim, esta seção buscou apresentar as diversas estruturas já apresentadas na literatura sobre reguladores de tensão para GITAEs. Destaca-se que, devido a vasta abrangência do tema,

pode ter havido a omissão de algumas referências que também têm sua contribuição. Assim, a fim de valorizar as contribuições dos trabalhos omitidos, destacam-se os artigos de Bansal, Bhatti e Kothari (2003), Singh (2004), Bansal (2005), Chauhan, Jain e Singh (2010) e Singh et al. (2012), que citam a grande maioria dos trabalhos envolvendo geradores de indução autoexcitados já publicados na literatura.

1.2 MOTIVAÇÕES

Visando desenvolver um regulador de tensão baseado na utilização de interruptores bidirecionais, esta tese apresenta duas propostas para a regulação de tensão nos GITAEs, levando em conta a alimentação de carga equilibrada (dinâmica) e a alimentação de carga desequilibrada (trifásica, bifásica e monofásica).

A proposta inicial para regulação de tensão nos geradores de indução trifásicos autoexcitados foi motivada a partir da aplicação bem-sucedida de interruptores bidirecionais descrita em Silva et al. (2016). Além disso, as configurações de reguladores de tensão para GITAEs que são baseadas nos compensadores estáticos de reativo (*Static var Compensators*) via chaveamento de reatores foram até então realizadas por meio de tiristores. Apesar da robustez de tais chaves, dependendo do instante que são disparadas podem provocar elevada distorção harmônica de corrente. Assim, substituindo tais chaves por interruptores bidirecionais acionados por sinas PWM, permitiu melhorar o tempo de resposta do regulador, além de contribuir para uma menor taxa de distorção harmônica de corrente.

Desta forma, este regulador de tensão descrito na primeira proposta teve sua performance testada frente a uma carga dinâmica (motor de indução). Destaca-se que a partida direta dos motores de indução pode exigir uma potência de partida de 6 a 8 vezes o valor da potência nominal do motor (SILVA; VANÇO; DA SILVA GONÇALVES; *et al.*, 2016). Em caso de operação isolada, isso pode prejudicar o perfil de tensão, mesmo quando se usam geradores síncronos, que têm capacidade de fornecer energia reativa à carga. Em relação aos geradores de indução autoexcitados, que não geram, mas necessitam de potência reativa externa, os efeitos da partida direta de um motor de indução são muito mais severos, podendo resultar no colapso da tensão terminal do GITAE. Assim, esta tese apresenta os resultados do desempenho deste regulador de tensão proposto para o gerador de indução operar diante de carga equilibrada.

Nesta mesma perspectiva, a segunda proposta visa aprimorar a estrutura do regulador de tensão apresentado na primeira, especificamente voltado para permitir um bom perfil de tensão nos GITAEs diante de carga desequilibrada. Em um sistema elétrico que alimenta um conjunto de cargas, sempre se leva em conta o equilíbrio na distribuição de potência entre as fases (sistema trifásico), a fim de evitar um elevado grau de desequilíbrio de tensão. Entretanto, é uma característica inerente de um sistema elétrico a entrada e saída de cargas de forma aleatória, o que não garante a condição de simetria de potência entre as fases.

Dependendo da robustez do barramento, a distribuição assimétrica de potências entre as fases pode provocar um desequilíbrio de tensão muito pequeno, entretanto, em sistemas isolados, este efeito é mais severo. Para os geradores síncronos isolados que operam diante de carga desequilibrada, não existe a possibilidade da atenuação do desequilíbrio de tensão pela atuação do seu respectivo regulador de tensão. Tal fato, se justifica por esta máquina ser excitada pelo enrolamento de campo do rotor, que gera uma distribuição espacial simétrica de fluxo magnético que concatena as três fases. Já nos GITAEs, o sistema de excitação atua controlando o fluxo de potência reativa que é fornecido aos enrolamentos do estator, e o desequilíbrio de tensão pode ser compensado em cada fase, para que o valor da tensão seja o mais simétrico possível e fique na faixa permissível de regulação de tensão.

Como já citado nos trabalhos de Kuo e Wang (2001) e Singh et al. (2016b), quando um GITAE alimenta cargas desequilibradas, a única forma de controlar a tensão terminal do gerador de forma que ela se mantenha equilibrada é através da utilização de um *STATCOM*. Entretanto, esta tecnologia é a base dos condicionadores de energia, e já é consolidada. Desta forma, não é o objetivo desta tese desenvolver um condicionador de energia, mas um regulador de tensão para GITAEs que permita que o mesmo tenha um bom perfil de tensão mesmo diante de cargas desequilibradas.

As propostas apresentadas nesta tese exibem uma topologia de controle relativamente simples, se comparado com a utilizada nos *STATCOM*. Entretanto, diferentemente da estrutura e da lógica de controle utilizada na primeira proposta, a segunda utiliza interruptores bidirecionais na configuração ponte de diodo com IGBT, sendo estes controlados individualmente por três controladores PID em cada fase, para que o gerador mesmo diante de carga desequilibrada possa apresentar uma tensão terminal mais simétrica possível, dentro da faixa permissível de regulação de tensão.

Assim, diante dos trabalhos presentes na literatura, poucos apresentam reguladores de tensão para GITAEs que utilizam interruptores bidirecionais em sua estrutura e, neste contexto, se insere as propostas apresentadas nesta tese.

1.3 OBJETIVOS

O principal objetivo desta tese é apresentar os resultados experimentais e computacionais das propostas para regulação de tensão no GITAE, quando o mesmo alimenta carga dinâmica e posteriormente carga desequilibrada.

Quando se trata da carga dinâmica (primeira proposta), o principal objetivo é mostrar que o regulador de tensão proposto para esta condição, propicia ao gerador de indução um bom perfil de tensão e resposta. Algo que não é comum ao se utilizar um gerador de indução de 3 [cv] e conseguir realizar a partida direta de um motor de indução de 1 [cv], visto a condição severa imposta pela partida do motor (SILVA *et al.*, 2018). Neste caso, os resultados encontrados foram obtidos por meio de teste computacional e experimental.

Já para a carga desequilibrada (segunda proposta), o principal objetivo é comparar os resultados dos perfis de tensão do gerador de indução equipado com o regulador da primeira proposta com o regulador de tensão da segunda proposta. Neste caso, realizando testes (via simulação computacional) para carga trifásica desequilibrada, carga bifásicas e carga monofásica. Mostrando que a segunda proposta de regulador de tensão permitiu que o perfil de tensão do gerador fosse o mais simétrico possível e dentro da faixa de regulação tensão permissível ($0,95 \leq V_t \leq 1,05$ pu).

1.4 ORGANIZAÇÃO DO CONTEÚDO PRESENTE NO TRABALHO

Este trabalho encontra-se organizado da seguinte maneira:

O Capítulo I apresenta a introdução, os trabalhos apresentados na literatura, e expõe o tema no contexto atual. Além de apresentar as motivações e os objetivos deste trabalho.

O Capítulo II apresenta uma revisão teórica sobre geradores de indução, destacando-se o desempenho e as características de funcionamento desta máquina. Sendo apresentada a modelagem matemática da máquina assíncrona, a metodologia adotada nos ensaios do motor de indução para obtenção dos parâmetros elétricos, juntamente com as características de operação como gerador.

O Capítulo III apresenta a metodologia aplicada e o princípio de funcionamento do regulador de tensão para a operação com carga equilibrada e para operação com carga desequilibrada. Onde, são destacadas as configurações existentes de interruptores bidirecionais e as configurações escolhidas para o desenvolvimento dos reguladores propostos, além dos detalhes do modelo matemático deste regulador.

O Capítulo IV apresenta os resultados computacional e experimental do modelo do regulador proposto para o funcionamento com cargas equilibradas (dinâmica), e os resultados computacionais do modelo do regulador proposto para o funcionamento com cargas desequilibradas. Nestes casos, os reguladores de tensão propostos permitiram que o gerador apresentasse um perfil de tensão satisfatório em todos os casos analisados, dentro da faixa permissível de regulação de tensão.

O Capítulo V apresenta as conclusões e as sugestões de propostas de continuidade deste trabalho.

O Apêndice A apresenta o dimensionamento do banco de capacitores utilizado na autoexcitação do gerador de indução.

CAPÍTULO II

ANÁLISE, DESEMPENHO E CARACTERÍSTICAS DE FUNCIONAMENTO DO GERADOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO AUTOEXCITADO

2.1 INTRODUÇÃO

A máquina de indução trifásica com rotor em gaiola é um conversor eletromecânico de energia, cujo princípio de funcionamento é baseado na produção de campos magnéticos girantes em seu entreferro (BIM, 2012). Esta máquina, possui enrolamentos trifásicos, simetricamente distribuídos nas ranhuras do estator, ao passo que o rotor possui barras sólidas de alumínio (cobre ou latão) fundidas em suas ranhuras e fechadas nas suas extremidades por um curto-circuito, criando uma gaiola (FITZGERALD; KINGSLEY JR.; UMANS, 2006).

Ao aplicar tensões trifásicas equilibradas aos enrolamentos do estator da máquina de indução, cria-se uma distribuição de força magnetomotriz que dá origem a um campo magnético que gira com uma certa velocidade síncrona, determinada exclusivamente pela frequência da tensão aplicada e do número de polos do enrolamento do estator. Quando este campo magnético girante concatena o rotor, surgem tensões induzidas nas barras da gaiola, que devido estarem curto-circuito, geram a circulação de correntes trifásicas produzindo uma distribuição de força magnetomotriz, que dá origem a outro campo magnético girante que interage com o magnético girante do estator, produzindo conjugado na máquina.

Devido ao efeito da indução, o rotor da máquina de indução não gira na velocidade síncrona. Nesta máquina, as frequências das tensões induzidas e das correntes que circulam no rotor são determinadas pela velocidade relativa entre a velocidade do campo girante do estator e da velocidade mecânica do rotor (BIM, 2012). Assim, é dito que o rotor escorrega em relação à velocidade do campo girante do estator. Como resultado, a máquina de indução é capaz de produzir conjugado a qualquer velocidade abaixo da

velocidade síncrona, operando como motor. E gerar energia caso o rotor seja acionado acima da velocidade síncrona, operando como gerador (conectado à rede elétrica). Desta forma o rotor da máquina de indução trabalha abaixo ou acima da velocidade síncrona, mas nunca nesta velocidade, por esta razão, a máquina de indução é classificada como uma máquina assíncrona. Assim, este capítulo trata da análise, desempenho e características de funcionamento do gerador de indução trifásico autoexcitado. Mesmo que a modelagem matemática apresentada a seguir seja desenvolvida para o motor de indução trifásico, ela ainda é válida para o funcionamento como gerador, visto que nesta operação o torque eletromagnético passa a ter valor negativo e as correntes passam a ter sentido saindo da máquina.

2.2 MODELAGEM MATEMÁTICA

A modelagem matemática da máquina de indução descrita a seguir, é feita no domínio $qd0$. A utilização desta modelagem é feita pelo fato dos capítulos posteriores apresentarem resultados computacionais obtidos no software MATLAB[®] simulink, que também adota o mesmo modelo desta máquina para a operação como motor ou gerador, cujo equacionamento é apresentado em Krause et al. (2013).

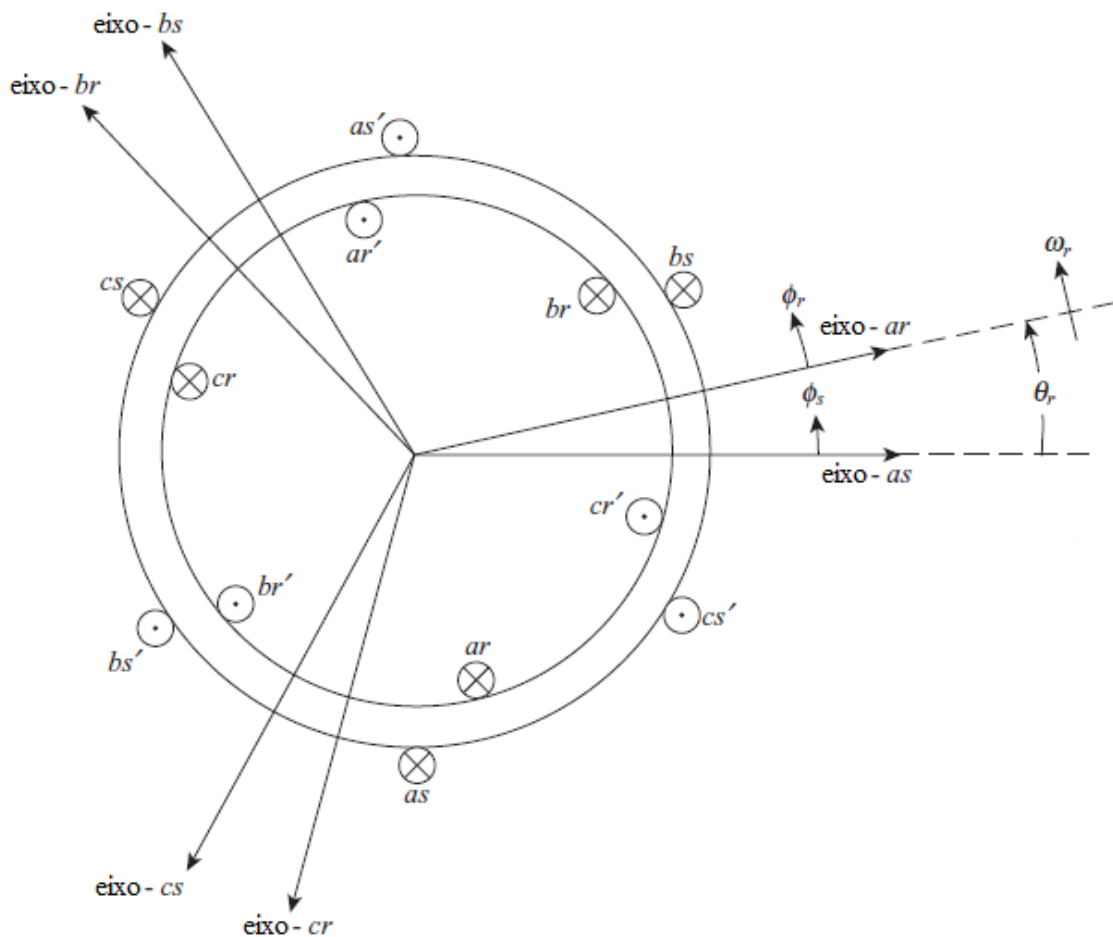
A modelagem no domínio $dq0$ inicialmente foi proposta por Park (1929) para as máquinas síncrona. Visando evitar trabalhar com as equações de fluxo em função das derivadas das matrizes de indutâncias, que são trabalhosas devido à presença das funções trigonométricas. Esta mudança de variáveis é frequentemente descrita referindo as variáveis do estator a um sistema de referência fixado no rotor. Desta forma, a transformação de Park tem a propriedade exclusiva de eliminar todas as indutâncias dependentes da posição do rotor das equações de tensão da máquina síncrona.

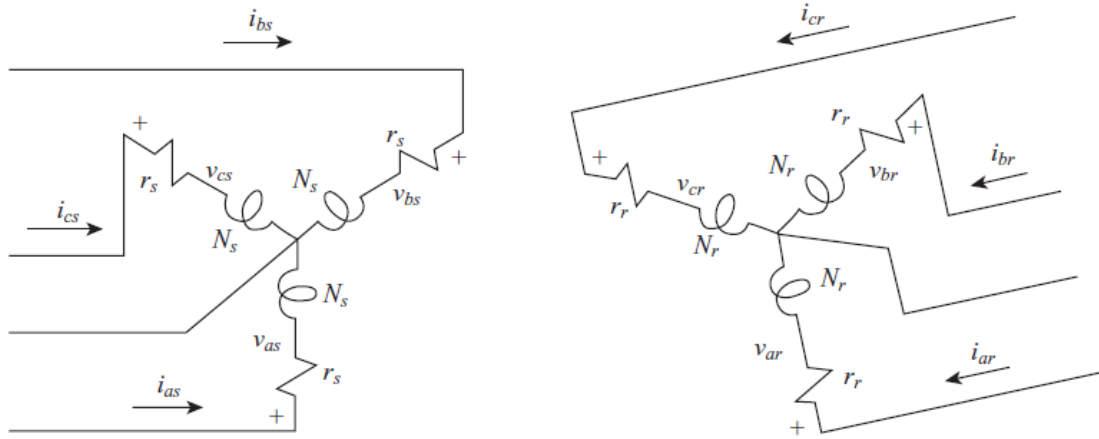
Posteriormente outras modelagens sugeriram com intuito de apresentar transformações para modelo da máquina de indução, até que em 1965 um trabalho apresentado por Krause e Thomas (1965) propôs o sistema de referência arbitrário. Este sistema elimina todas as indutâncias mútuas dependentes da posição do rotor referindo o estator e as variáveis do rotor para um sistema de referência que pode girar em qualquer velocidade angular ou permanecer estacionário. Sendo tal sistema adotado na modelagem apresentada a seguir.

2.2.1 EQUAÇÕES ELÉTRICAS

Segundo Krause et al. (2013), a disposição dos enrolamentos para uma máquina de indução simétrica, bipolar, trifásica, conectada em estrela é apresentada na Figura 2.1. Os enrolamentos do estator são enrolamentos idênticos, distribuídos de forma simétrica, deslocados a 120° , com N_s espiras equivalentes e resistência r_s . Para o efeito, os enrolamentos do rotor serão também considerados como três enrolamentos idênticos distribuídos de forma simétrica, deslocados a 120° , com N_r espiras equivalentes e resistência r_r .

Figura 2.1 – Representação esquemática dos eixos magnéticos do estator e do rotor de uma máquina de indução trifásica conectada em estrela.





Fonte: Adaptado de (KRAUSE, P. *et al.*, 2013)

As equações de tensão para o estator e o rotor são dadas por:

$$\mathbf{v}_{abc} = \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{abc} + \frac{d\lambda_{abc}}{dt} \quad (2.01)$$

$$\mathbf{v}_{abcr} = \mathbf{r}_r \mathbf{i}_{abcr} + \frac{d\lambda_{abcr}}{dt} \quad (2.02)$$

Considerando que os índices s e r denotam respectivamente as variáveis associadas aos enrolamentos do estator e do rotor. As matrizes de resistências \mathbf{r}_s e \mathbf{r}_r são matrizes diagonais, sendo dadas pelas equações (2.03) e (2.04).

$$\mathbf{r}_s = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 \\ 0 & 0 & r_s \end{bmatrix} \quad (2.03)$$

$$\mathbf{r}_r = \begin{bmatrix} r_r & 0 & 0 \\ 0 & r_r & 0 \\ 0 & 0 & r_r \end{bmatrix} \quad (2.04)$$

Levando em conta as equações de transformação para o estator e rotor:

$$(\mathbf{f}_{abc})^T = [f_{as} \quad f_{bs} \quad f_{cs}] \quad (2.05)$$

$$(\mathbf{f}_{abcr})^T = [f_{ar} \quad f_{br} \quad f_{cr}] \quad (2.06)$$

Em que \mathbf{f} representa variáveis de tensão, corrente e fluxo. As equações para os fluxos concatenados, tanto do estator como do rotor, são dadas por:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abcs} \\ \lambda_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}_{sr} \\ (\mathbf{L}_{sr})^T & \mathbf{L}_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}_{abcr} \end{bmatrix} \quad (2.07)$$

Sendo que as indutâncias apresentadas em (2.07), são dadas pelas equações de (2.08) a (2.10).

$$\mathbf{L}_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix} \quad (2.08)$$

$$\mathbf{L}_r = \begin{bmatrix} L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2} L_{mr} & -\frac{1}{2} L_{mr} \\ -\frac{1}{2} L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2} L_{mr} \\ -\frac{1}{2} L_{mr} & -\frac{1}{2} L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} \end{bmatrix} \quad (2.09)$$

$$\mathbf{L}_{sr} = L_{sr} \begin{bmatrix} \cos \theta_r & \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) \\ \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \theta_r & \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \theta_r \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Sendo,

$$L_{ms} = \left(\frac{N_s}{P} \right)^2 \frac{\pi \mu_0 r l}{g} \quad (2.11)$$

$$L_{mr} = \left(\frac{N_r}{P} \right)^2 \frac{\pi \mu_0 r l}{g} \quad (2.12)$$

$$L_{sr} = \frac{N_s}{P} \frac{N_r}{P} \frac{\pi \mu_0 r l}{g} \quad (2.13)$$

Onde:

L_{ms} - Indutância de magnetização do estator;

- L_{mr} - Indutância de magnetização do rotor;
- L_{sr} - Indutância mútua entre o estator e rotor;
- L_{ls} - Indutância de dispersão do estator;
- L_{lr} - Indutância de dispersão do rotor;
- P - Número de pólos;
- N_s - Número de espiras em uma bobina por fase do estator;
- N_r - Número de espiras do enrolamento por fase do rotor;
- μ_0 - Permeabilidade magnética do ar;
- g - Comprimento mínimo do entreferro;
- r - Raio interno do estator;
- l - Comprimento axial do estator ou do cilindro rotórico.

A maioria das máquinas de indução não possuem rotor bobinado. Em vez disso, a corrente flui em barras de cobre ou de alumínio que são uniformemente distribuídas e estão embutidas num material ferromagnético com todas as barras terminadas num anel comum curto-circuito em cada extremidade do rotor. Este tipo de configuração de rotor é referido como um rotor em gaiola de esquilo (KRAUSE, P. *et al.*, 2013). Inicialmente, pode parecer que a indutância mútua entre o enrolamento do rotor e do estator, ambos uniformemente distribuídos, não poderia ser dada por (2.10). No entanto, na maioria dos casos, um enrolamento uniformemente distribuído é adequadamente descrito por sua componente fundamental senoidal e é representado por um enrolamento trifásico equivalente. Geralmente, esta representação consiste em um enrolamento equivalente por fase, contudo, a construção do rotor de algumas máquinas é tal que o seu desempenho é descrito com maior precisão representando cada fase com dois enrolamentos equivalentes ligados em paralelo. Este tipo de máquina é comumente referido como uma máquina de rotor de gaiola dupla.

Referenciando as variáveis do rotor da máquina de indução para o estator, obtêm-se:

$$\mathbf{i}'_{abcr} = \frac{N_r}{N_s} \mathbf{i}_{abcr} \quad (2.14)$$

$$\mathbf{v}'_{abcr} = \frac{N_s}{N_r} \mathbf{v}_{abcr} \quad (2.15)$$

$$\boldsymbol{\lambda}'_{abcr} = \frac{N_s}{N_r} \boldsymbol{\lambda}_{abcr} \quad (2.16)$$

As indutâncias de magnetização e as indutâncias mútuas estão associadas ao mesmo caminho de fluxo magnético. Portanto, L_{ms} , L_{mr} e L_{sr} estão relacionados, assim L_{ms} pode ser escrito em função de L_{sr} , sendo dada por:

$$L_{ms} = \frac{N_s}{N_r} L_{sr} \quad (2.17)$$

Considerando a indutância mútua referenciada para o estator em (2.18) e pela relação dada por (2.17), tem-se:

$$\mathbf{L}'_{sr} = \frac{N_s}{N_r} \mathbf{L}_{sr} \quad (2.18)$$

$$\mathbf{L}'_{sr} = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos \theta_r & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos \theta_r & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos \theta_r \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

A indutância de magnetização do rotor é dada por:

$$L_{mr} = \left(\frac{N_r}{N_s}\right)^2 L_{ms} \quad (2.20)$$

Definindo (2.21) por:

$$\mathbf{L}'_r = \left(\frac{N_s}{N_r}\right)^2 \mathbf{L}_r \quad (2.21)$$

E a partir da equação (2.09), obtém-se (2.22) que é a matriz indutância do rotor referida ao estator.

$$\mathbf{L}'_r = \begin{bmatrix} L'_{lr} + L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & L'_{lr} + L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} & L'_{lr} + L_{ms} \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

Onde:

$$L'_{lr} = \left(\frac{N_s}{N_r} \right)^2 L_{lr} \quad (2.23)$$

Assim, o fluxo do estator e do rotor podem ser escritos por:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abcs} \\ \lambda'_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}'_{sr} \\ (\mathbf{L}'_{sr})^T & \mathbf{L}'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}'_{abcr} \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

E as equações de tensão em termos das variáveis da máquina de indução referidas ao enrolamento do estator podem ser dadas por:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{abcs} \\ \mathbf{v}'_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{r}_s + \frac{d\mathbf{L}_s}{dt} & \frac{d\mathbf{L}'_{sr}}{dt} \\ \frac{d(\mathbf{L}'_{sr})^T}{dt} & \mathbf{r}'_r + \frac{d\mathbf{L}'_r}{dt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}'_{abcr} \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

Onde:

$$\mathbf{r}'_r = \left(\frac{N_s}{N_r} \right)^2 \mathbf{r}_r \quad (2.26)$$

2.2.2 EQUAÇÃO DO TORQUE ELETROMAGNÉTICO EM FUNÇÃO DAS VARIÁVEIS DA MÁQUINA

Em particular, a energia armazenada no campo magnético da máquina de indução pode ser dada por:

$$W_f = \left(\frac{1}{2} \right) (\mathbf{i}_{abcs})^T \mathbf{L}_s \mathbf{i}_{abcs} + (\mathbf{i}_{abcs})^T \mathbf{L}'_{sr} \mathbf{i}'_{abcr} + \left(\frac{1}{2} \right) (\mathbf{i}'_{abcr})^T \mathbf{L}'_r \mathbf{i}'_{abcr} \quad (2.27)$$

Uma vez que a máquina é assumida como magneticamente linear, a energia de campo W_f é igual à co-energia W_c .

Considerando que a variação de energia mecânica em um sistema de rotação com uma entrada mecânica pode ser escrita por:

$$dW_m = -T_e d\theta_m \quad (2.28)$$

Onde T_e é o torque eletromagnético positivo para a ação motora (saída de torque) e θ_m é o deslocamento angular mecânico do rotor.

As relações entre fluxo concatenado, correntes, W_f e W_c , são todas expressas como funções do deslocamento angular elétrico θ_r , para uma máquina de P números de polos. Desde que:

$$\theta_r = \left(\frac{P}{2}\right)\theta_m \quad (2.29)$$

Assim, a equação (2.28) pode ser escrita como:

$$dW_m = -T_e \left(\frac{2}{P}\right) d\theta_r \quad (2.30)$$

Portanto, para considerar uma máquina de P números de polos o torque eletromagnético pode ser dado por:

$$T_e(\mathbf{i}, \theta_r) = \left(\frac{P}{2}\right) \frac{\partial W_c(\mathbf{i}, \theta_r)}{\partial \theta_r} \quad (2.31)$$

Como \mathbf{L}_s e \mathbf{L}'_r não são dados em função de θ_r , substituindo W_f de (2.27) em (2.31) resulta no torque eletromagnético em (Nm), que é dado por:

$$T_e = \left(\frac{P}{2}\right) (\mathbf{i}_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} [\mathbf{L}'_{sr}] \mathbf{i}'_{abcr} \quad (2.32)$$

Expandindo-se (2.32), obtém-se:

$$T_e = -\left(\frac{P}{2}\right)L_{ms} \left\{ \left[i_{as} \left(i'_{ar} - \frac{1}{2} i'_{br} - \frac{1}{2} i'_{cr} \right) + i_{bs} \left(i'_{br} - \frac{1}{2} i'_{ar} - \frac{1}{2} i'_{cr} \right) + i_{cs} \left(i'_{cr} - \frac{1}{2} i'_{br} - \frac{1}{2} i'_{ar} \right) \right] \sin \theta_r + \frac{\sqrt{3}}{2} \left[i_{as} (i'_{br} - i'_{cr}) + i_{bs} (i'_{cr} - i'_{ar}) + i_{cs} (i'_{ar} - i'_{br}) \right] \cos \theta_r \right\} \quad (2.33)$$

Na equação (2.33), nota-se que o torque é positivo para a máquina de indução funcionando com motor e negativo para o funcionamento como gerador. Destaca-se, que caso o torque seja positivo adota-se o sentido das correntes para dentro da máquina, conforme é apresentado na Figura 2.1, e se for negativo, as correntes terão sentido para fora, indicando funcionamento como gerador.

Assim, a relação entre a velocidade do rotor, o torque da carga e o torque eletromagnético é dada por:

$$T_e = J \left(\frac{2}{P} \right) \frac{d\omega_r}{dt} + T_L \quad (2.34)$$

Onde:

J - Momento de inércia do rotor;

T_L - Torque mecânico ou de carga;

ω_r - Velocidade angular do rotor.

2.2.3 TRANSFORMAÇÃO PARA O DOMÍNIO $qd0$

Na análise de máquinas de indução, é necessário transformar as variáveis associadas aos enrolamentos simétricos do rotor ao referencial arbitrário, no domínio $qd0$. Uma mudança de variáveis que formula uma transformação das variáveis trifásicas dos circuitos do rotor para o domínio $qd0$ é apresentada na Figura 2.2, e dada por:

$$\mathbf{f}'_{qd0r} = \mathbf{K}_r \mathbf{f}'_{abcr} \quad (2.35)$$

Sendo,

$$\left(\mathbf{f}'_{qd0r} \right)^T = \left[f'_{qr} \quad f'_{dr} \quad f'_{0r} \right] \quad (2.36)$$

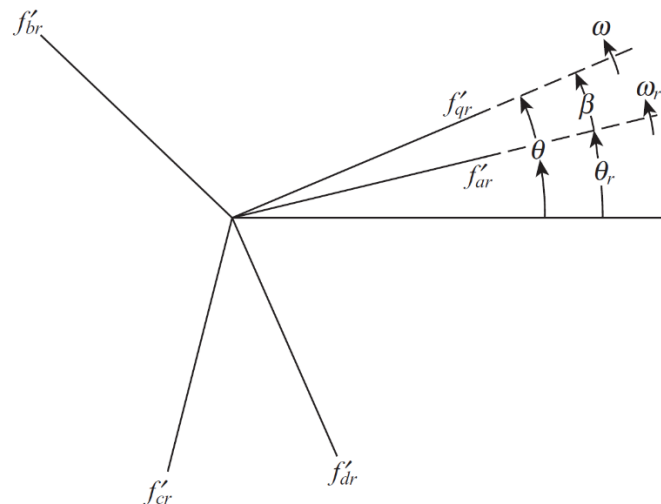
$$\left(\mathbf{f}'_{abcr} \right)^T = \left[f'_{ar} \quad f'_{br} \quad f'_{cr} \right] \quad (2.37)$$

Em que \mathbf{f}'_{abcr} representa o vetor das variáveis do rotor referenciadas ao estator a ser transformada para o eixo qd .

$$\mathbf{K}_r = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \beta & \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \text{sen}\beta & \text{sen}\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \text{sen}\left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (2.38)$$

$$\beta = \theta - \theta_r \quad (2.39)$$

Figura 2.2 – Relação trigonométrica do circuito do rotor para o eixo qd .



Fonte: Adaptado de (KRAUSE, P. *et al.*, 2013)

O subíndice r indica as variáveis, parâmetros e transformações associadas ao circuito do rotor. Embora esta mudança de variáveis não necessite de interpretação física, é conveniente, como no caso de circuitos estacionários, visualizar essas equações de transformação como relações trigonométricas entre quantidades de vetores, como mostrado na Figura 2.2.

A velocidade angular e a posição angular de θ estão relacionadas por:

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega \quad (2.40)$$

Assim, para a máquina de indução, de forma análoga, tem-se:

$$\frac{d\theta_r}{dt} = \omega_r \quad (2.41)$$

E a matriz inversa de (2.38) é dada por (2.42).

$$\mathbf{K}_r^{-1} = \begin{bmatrix} \cos \beta & \operatorname{sen} \beta & 1 \\ \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \operatorname{sen}\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \\ \cos\left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) & \operatorname{sen}\left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \end{bmatrix} \quad (2.42)$$

As equações de transformação anteriormente apresentadas para os circuitos do rotor são as mesmas equações para o circuito do estator, utilizando aqui o ângulo β como o deslocamento angular de referência entre fase ar e o eixo em quadratura, em máquinas síncronas a notação é o ângulo θ . Na verdade, as equações de transformação para circuitos do estator e do rotor são casos especiais de uma transformação para todos os circuitos, sejam eles fixos ou rotativos.

As equações de tensão transformadas no domínio $qd0$ apresentadas para o estator e para o rotor são respectivamente dadas por:

$$\mathbf{v}_{qd0s} = \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{qd0s} + \omega \boldsymbol{\lambda}_{dqs} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}_{qd0s}}{dt} \quad (2.43)$$

$$\mathbf{v}'_{qd0r} = \mathbf{r}'_r \mathbf{i}'_{qd0r} + (\omega - \omega_r) \boldsymbol{\lambda}'_{dqr} + \frac{d\boldsymbol{\lambda}'_{qd0r}}{dt} \quad (2.44)$$

Onde,

$$(\boldsymbol{\lambda}_{qds})^T = [\lambda_{ds} \quad -\lambda_{qs} \quad 0] \quad (2.45)$$

$$(\boldsymbol{\lambda}'_{qdr})^T = [\lambda'_{dr} \quad -\lambda'_{qr} \quad 0] \quad (2.46)$$

$$\mathbf{f}_{qd0s} = \mathbf{K}_s \mathbf{f}_{abc_s} \quad (2.47)$$

$$\mathbf{K}_s = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \text{sen } \theta & \text{sen}\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \text{sen}\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (2.48)$$

$$\mathbf{K}_s^{-1} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \text{sen } \theta & 1 \\ \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \text{sen}\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \\ \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \text{sen}\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

O conjunto de equações está completo quando as expressões para as ligações de fluxo são determinadas. Substituindo as equações de transformação, (2.47) e (2.35), nas equações de ligação de fluxo expressas no domínio *abc* (2.07), resulta as equações de ligação de fluxo para um sistema magneticamente linear:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{qd0s} \\ \lambda'_{qd0r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_s \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s)^{-1} & \mathbf{K}_s \mathbf{L}'_{sr} (\mathbf{K}_r)^{-1} \\ \mathbf{K}_r (\mathbf{L}'_{sr})^T (\mathbf{K}_s)^{-1} & \mathbf{K}_r \mathbf{L}'_r (\mathbf{K}_r)^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{qd0s} \\ \mathbf{i}'_{qd0r} \end{bmatrix} \quad (2.50)$$

Sendo,

$$\mathbf{K}_s \mathbf{L}_s (\mathbf{K}_s)^{-1} = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_M & 0 & 0 \\ 0 & L_{ls} + L_M & 0 \\ 0 & 0 & L_{ls} \end{bmatrix} \quad (2.51)$$

Onde,

$$L_M = \frac{3}{2} L_{ms} \quad (2.52)$$

$$\mathbf{K}_r \mathbf{L}'_r (\mathbf{K}_r)^{-1} = \begin{bmatrix} L'_{lr} + L_M & 0 & 0 \\ 0 & L'_{lr} + L_M & 0 \\ 0 & 0 & L'_{lr} \end{bmatrix} \quad (2.53)$$

$$\mathbf{K}_s \mathbf{L}'_{sr} (\mathbf{K}_s)^{-1} = \mathbf{K}_r (\mathbf{L}'_{sr})^T (\mathbf{K}_s)^{-1} = \begin{bmatrix} L_M & 0 & 0 \\ 0 & L_M & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.54)$$

Expandindo (2.43) e (2.44), obtêm-se as equações de tensão:

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \omega \lambda_{ds} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} \quad (2.55)$$

$$v_{ds} = r_s i_{ds} - \omega \lambda_{qs} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} \quad (2.56)$$

$$v_{0s} = r_s i_{0s} + \frac{d\lambda_{0s}}{dt} \quad (2.57)$$

$$v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr} + \frac{d\lambda'_{qr}}{dt} \quad (2.58)$$

$$v'_{dr} = r'_r i'_{dr} - (\omega - \omega_r) \lambda'_{qr} + \frac{d\lambda'_{dr}}{dt} \quad (2.59)$$

$$v'_{0r} = r'_r i'_{0r} + \frac{d\lambda'_{0r}}{dt} \quad (2.60)$$

Substituindo (2.51), (2.53) e (2.54) em (2.50), encontram-se os fluxos concatenados na sua forma expandida, sendo estes expressos por:

$$\lambda_{qs} = L_{ls} i_{qs} + L_M (i_{qs} + i'_{qr}) \quad (2.61)$$

$$\lambda_{ds} = L_{ls} i_{ds} + L_M (i_{ds} + i'_{dr}) \quad (2.62)$$

$$\lambda_{0s} = L_{ls} i_{0s} \quad (2.63)$$

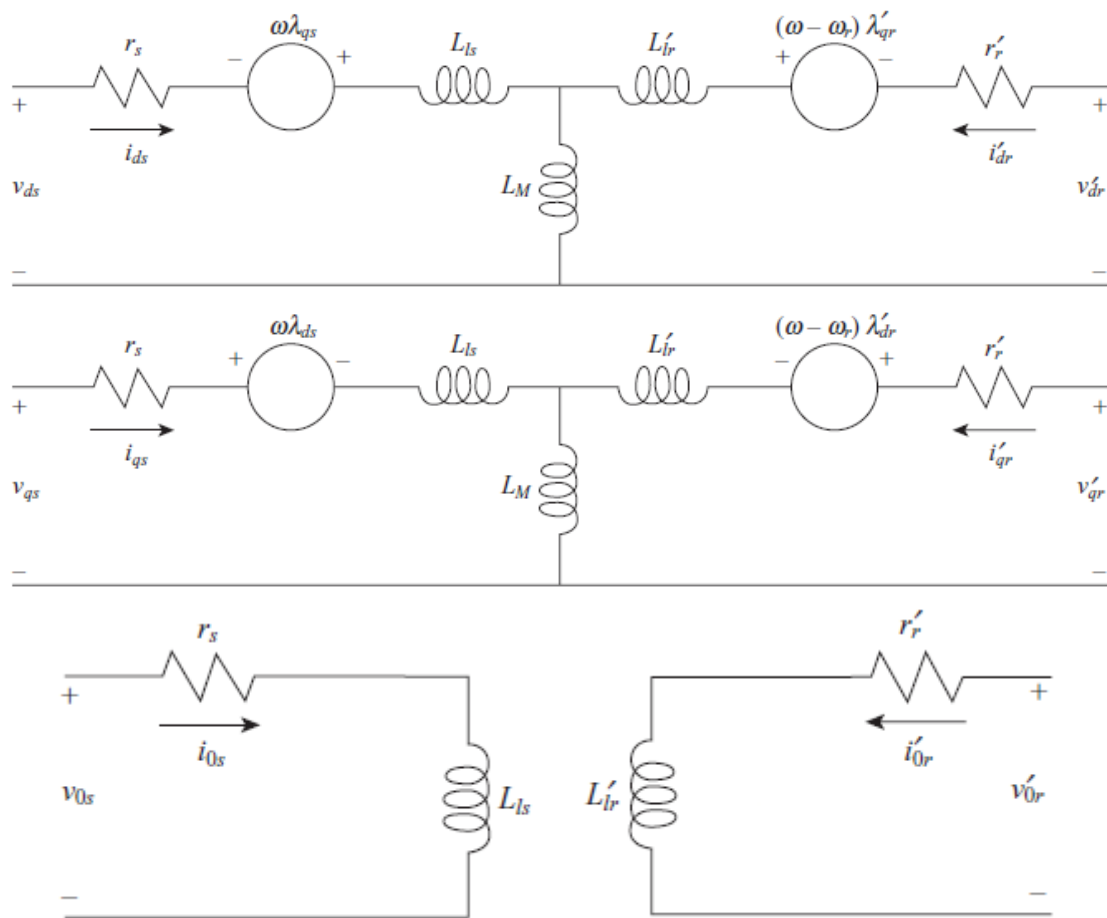
$$\lambda'_{qr} = L'_{lr} i'_{qr} + L_M (i_{qs} + i'_{qr}) \quad (2.64)$$

$$\lambda'_{dr} = L'_{lr} i'_{dr} + L_M (i_{ds} + i'_{dr}) \quad (2.65)$$

$$\lambda'_{0r} = L'_{lr} i'_{0r} \quad (2.66)$$

Assim, as equações de tensão e fluxo concatenado podem ser representadas por seus circuitos equivalentes, sendo apresentados na Figura 2.3.

Figura 2.3 – Circuito equivalente de transformação no rotor para máquina de indução trifásica.



Fonte: Adaptado de (KRAUSE, P. *et al.*, 2013)

Uma vez que os parâmetros da máquina e do sistema de potência são geralmente dados em ohms ou por unidade [pu] de uma impedância base, é conveniente expressar as equações de tensão e fluxo concatenado em termos de reatâncias em vez de indutâncias. Assim, as equações descritas de (2.55) a (2.60) são frequentemente escritas pelas equações (2.67) a (2.72).

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \frac{\omega}{\omega_b} \psi_{ds} + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{qs}}{dt} \quad (2.67)$$

$$v_{ds} = r_s i_{ds} - \frac{\omega}{\omega_b} \psi_{qs} + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{ds}}{dt} \quad (2.68)$$

$$v_{0s} = r_s i_{0s} + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi_{0s}}{dt} \quad (2.69)$$

$$v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b} \right) \psi'_{dr} + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi'_{qr}}{dt} \quad (2.70)$$

$$v'_{dr} = r'_r i'_{dr} - \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b} \right) \psi'_{qr} + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi'_{dr}}{dt} \quad (2.71)$$

$$v'_{0r} = r'_r i'_{0r} + \frac{1}{\omega_b} \frac{d\psi'_{0r}}{dt} \quad (2.72)$$

Onde ω_b é a velocidade angular elétrica base usada para calcular as reatâncias indutivas.

Assim, as equações de fluxo concatenado descritas de (2.61) a (2.66) em termos de reatâncias passam a ser dadas por:

$$\psi_{qs} = X_{ls} i_{qs} + X_M (i_{qs} + i'_{qr}) \quad (2.73)$$

$$\psi_{ds} = X_{ls} i_{ds} + X_M (i_{ds} + i'_{dr}) \quad (2.74)$$

$$\psi_{0s} = X_{ls} i_{0s} \quad (2.75)$$

$$\psi'_{qr} = X'_{lr} i'_{qr} + X_M (i_{qs} + i'_{qr}) \quad (2.76)$$

$$\psi'_{dr} = X'_{lr} i'_{dr} + X_M (i_{ds} + i'_{dr}) \quad (2.77)$$

$$\psi'_{0r} = X'_{lr} i'_{0r} \quad (2.78)$$

Como apresentado, as equações de tensão descritas de (2.55) a (2.60) ou (2.67) a (2.72) são escritas em termos de correntes e fluxos concatenados. Claramente, as correntes e fluxos concatenados estão relacionados e ambas não podem ser independentes ou variáveis de estado. Na formulação da função de transferência e nas simulações computacionais da máquina de indução, é desejável expressar as equações de tensão em termos de correntes ou fluxos concatenados. Se as correntes são selecionadas como variáveis independentes e os fluxos concatenados são substituídas pelas correntes, e

também considerando a derivada $\frac{d}{dt}$ como sendo o operador p , as equações de tensão se

tornam:

$$\begin{bmatrix} v_{qs} \\ v_{ds} \\ v_{0s} \\ v'_{qr} \\ v'_{dr} \\ v'_{0r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_s + \frac{p}{\omega_b} X_{ss} & \frac{\omega}{\omega_b} X_{ss} & 0 & \frac{p}{\omega_b} X_M & \frac{\omega}{\omega_b} X_M & 0 \\ -\frac{\omega}{\omega_b} X_{ss} & r_s + \frac{p}{\omega_b} X_{ss} & 0 & -\frac{\omega}{\omega_b} X_M & \frac{p}{\omega_b} X_M & 0 \\ 0 & 0 & r_s + \frac{p}{\omega_b} X_{ls} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{p}{\omega_b} X_M & \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b}\right) X_M & 0 & r'_r + \frac{p}{\omega_b} X'_{rr} & \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b}\right) X'_{rr} & 0 \\ -\left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b}\right) X_M & \frac{p}{\omega_b} X_M & 0 & -\left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b}\right) X'_{rr} & r'_r + \frac{p}{\omega_b} X'_{rr} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r'_r + \frac{p}{\omega_b} X'_{lr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qs} \\ i_{ds} \\ i_{0s} \\ i'_{qr} \\ i'_{dr} \\ i'_{0r} \end{bmatrix} \quad (2.79)$$

Sendo:

$$X_{ss} = X_{ls} + X_M \quad (2.80)$$

$$X'_{rr} = X'_{lr} + X_M \quad (2.81)$$

Os fluxos concatenados expressos pelas equações descritas de (2.73) a (2.78) podem ser dados por:

$$\begin{bmatrix} \psi_{qs} \\ \psi_{ds} \\ \psi_{0s} \\ \psi'_{qr} \\ \psi'_{dr} \\ \psi'_{0r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{ss} & 0 & 0 & X_M & 0 & 0 \\ 0 & X_{ss} & 0 & 0 & X_M & 0 \\ 0 & 0 & X_{ls} & 0 & 0 & 0 \\ X_M & 0 & 0 & X'_{rr} & 0 & 0 \\ 0 & X_M & 0 & 0 & X'_{rr} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & X'_{lr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qs} \\ i_{ds} \\ i_{0s} \\ i'_{qr} \\ i'_{dr} \\ i'_{0r} \end{bmatrix} \quad (2.82)$$

Se os fluxos concatenados são escolhidos como variáveis independentes, então as equações apresentadas de (2.73) a (2.78) podem ser escritas por:

$$\begin{bmatrix} i_{qs} \\ i_{ds} \\ i_{0s} \\ i'_{qr} \\ i'_{dr} \\ i'_{0r} \end{bmatrix} = \frac{1}{D} \begin{bmatrix} X'_{rr} & 0 & 0 & -X_M & 0 & 0 \\ 0 & X'_{rr} & 0 & 0 & -X_M & 0 \\ 0 & 0 & \frac{D}{X_{ls}} & 0 & 0 & 0 \\ -X_M & 0 & 0 & X_{ss} & 0 & 0 \\ 0 & -X_M & 0 & 0 & X_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{D}{X'_{lr}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \psi_{qs} \\ \psi_{ds} \\ \psi_{0s} \\ \psi'_{qr} \\ \psi'_{dr} \\ \psi'_{0r} \end{bmatrix} \quad (2.83)$$

Sendo:

$$D = X_{ss}X'_{rr} - X_M^2 \quad (2.84)$$

Realizando a substituição das correntes dadas em (2.83) nas equações descritas de (2.67) a (2.72), obtém-se a matriz (2.85), que relaciona tensão e fluxo. Quando as correntes são selecionadas como variáveis independentes cada equação no domínio q e d de tensão contém duas derivadas de corrente. Quando os fluxos concatenados são selecionados como variáveis independentes, cada equação no domínio q e d de tensão contém apenas uma derivada do fluxo concatenado. Esta propriedade torna mais conveniente para implementar a simulação computacional da máquina de indução com enlace de fluxo como variáveis de estado em vez de correntes (KRAUSE, P. *et al.*, 2013).

$$\begin{bmatrix} v_{qs} \\ v_{ds} \\ v_{0s} \\ v'_{qr} \\ v'_{dr} \\ v'_{0r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{r_s X'_{rr}}{D} + \frac{p}{\omega_b} & \frac{\omega}{\omega_b} & 0 & -\frac{r_s X_M}{D} & 0 & 0 \\ -\frac{\omega}{\omega_b} & \frac{r_s X'_{rr}}{D} + \frac{p}{\omega_b} & 0 & 0 & -\frac{r_s X_M}{D} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{r_s}{X_{ls}} + \frac{p}{\omega_b} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{r'_r X_M}{D} & 0 & 0 & \frac{r'_r X_{ss}}{D} + \frac{p}{\omega_b} & \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b} \right) & 0 \\ 0 & -\frac{r'_r X_M}{D} & 0 & -\left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_b} \right) & \frac{r'_r X_{ss}}{D} + \frac{p}{\omega_b} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{r'_r}{X'_{lr}} + \frac{p}{\omega_b} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \psi_{qs} \\ \psi_{ds} \\ \psi_{0s} \\ \psi'_{qr} \\ \psi'_{dr} \\ \psi'_{0r} \end{bmatrix} \quad (2.85)$$

2.2.4 EQUAÇÕES DE TORQUE NO DOMÍNIO $qd0$

A equação de torque eletromagnético em termos das variáveis $qd0$ pode ser obtida substituindo as equações de transformação em (2.32), assim torna-se:

$$T_e = \left(\frac{P}{2}\right) \left[(\mathbf{K}_s)^{-1} \mathbf{i}_{dq0s} \right]^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} \left[\mathbf{L}'_{sr} (\mathbf{K}_r)^{-1} \mathbf{i}'_{dq0r} \right] \quad (2.86)$$

A equação (2.86) apresenta o torque expresso em termos de correntes, sendo:

$$T_e = \left(\frac{3}{2}\right) \left(\frac{P}{2}\right) L_M (i_{qs} i'_{dr} - i_{ds} i'_{qr}) \quad (2.87)$$

Onde T_e possui valor positivo para a ação motora e negativo para ação geradora. Outra expressão equivalente do torque eletromagnético para uma máquina com rotor em gaiola, pode ser dada por:

$$T_e = \left(\frac{3}{2}\right) \left(\frac{P}{2}\right) (\lambda_{ds} i_{qs} - \lambda_{qs} i_{ds}) \quad (2.88)$$

2.3 CIRCUITO EQUIVALENTE DA MÁQUINA DE INDUÇÃO

Os itens a seguir apresentarão os circuitos equivalentes da máquina de indução, para a operação como motor e gerador autoexcitado, além das características de operação e algumas particularidades de ambas máquinas.

2.3.1 OPERAÇÃO COMO MOTOR

O modelo do circuito equivalente por fase das máquinas de indução como motor é apresentado na Figura 2.4. Este modelo é utilizado para determinar uma ampla variedade de características de desempenho das máquinas de indução trifásicas em regime permanente (Fitzgerald, K., & Umans, 2006).

Onde:

V_l é a tensão nominal de fase;

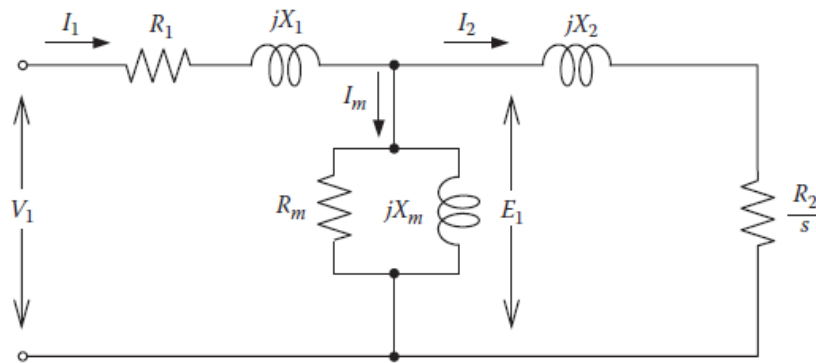
E_l é a força contra eletromotriz no estator;

I_l é a corrente do estator;

I_m é a corrente em vazio ou de magnetização;

- I_2 é a corrente do rotor referida ao estator;
- R_1 é a resistência do enrolamento do estator;
- X_1 é a reatância de dispersão do enrolamento do estator;
- R_m é a resistência de perdas no ferro ou perdas no núcleo;
- X_m é a reatância de magnetização;
- X_2 é a reatância de dispersão do rotor;
- R_2 é a resistência do enrolamento do rotor;
- s é o escorregamento.

Figura 2.4 – Circuito equivalente por fase do motor de indução.



Fonte: Adaptado de (Simões & Farret, 2014)

Pelo modelo de circuito equivalente da Figura 2.4, e conhecendo os valores dos parâmetros desse circuito, as características de performance de um motor de indução trifásico podem ser determinadas. As perdas no cobre no estator, as perdas no enrolamento do rotor e as perdas no núcleo, são respectivamente dadas por:

$$P_{estator} = 3I_1^2 R_1 \tag{2.89}$$

$$P_{rotor} = 3I_2^2 R_2 \tag{2.90}$$

$$P_{núcleo} = \frac{3E_1^2}{R_m} \tag{2.91}$$

A potência que é transferida do estator para o rotor através do entreferro de ar é chamada de potência de entreferro e é dada por:

$$P_g = 3I_2^2 \left(\frac{R_2}{s} \right) \tag{2.92}$$

A potência desenvolvida (P_d) pode ser determinada pela subtração da potência dissipada no enrolamento do rotor da potência de entreferro. Ela é calculada por (2.93), e o torque desenvolvido (T_d) é dado por (2.94).

$$P_d = P_g - P_{rotor} = 3I_2^2 \left(\frac{R_2}{s} \right) - 3I_2^2 R_2 = 3I_2^2 R_2 \left(\frac{1-s}{s} \right) \quad (2.93)$$

$$T_d = \frac{P_d}{\omega_m} = \frac{P_g (1-s)}{\omega_s (1-s)} = \frac{P_g}{\omega_s} \quad (2.94)$$

A potência de entrada (P_{ent}), e o rendimento de um motor de indução trifásico são respectivamente calculados por (2.95) e (2.96). No cálculo do rendimento é levado em conta as perdas por atrito e ventilação (P_{av}).

$$P_{ent} = \sqrt{3} V_1 I_1 \cos \phi \quad (2.95)$$

$$\eta = \frac{P_d - P_{av}}{P_{ent}} \quad (2.96)$$

2.3.1.1 Obtenção do circuito equivalente

Como já descrito, quando se deseja estudar as características de funcionamento da máquina de indução, operando como motor ou gerador, necessita-se saber os valores dos parâmetros do circuito equivalente por fase. Assim, visando obter tais parâmetros, realiza-se os ensaios a vazio e de rotor bloqueado, descritos a seguir.

O ensaio a vazio de um motor de indução tem a finalidade de fornecer informações em relação à corrente de excitação e às perdas a vazio. Geralmente, esse ensaio é executado em frequência nominal e com tensões polifásicas equilibradas, aplicadas aos terminais do estator (FITZGERALD; KINGSLEY JR.; UMANS, 2006).

Neste ensaio as seguintes grandezas são obtidas: tensão de fase a vazio (V_{vz}), corrente de linha a vazio (I_{vz}), a potência trifásica de entrada (P_{vz}) e a resistência do estator (R_l) medida com o estator aquecido pelo ensaio a vazio. De posse destas medidas e ignorando as perdas do núcleo, e atribuindo todas as perdas a vazio ao atrito e à ventilação pela equação (2.97) calcula-se as perdas rotacionais:

$$P_{rot} = P_{vz} - 3R_l I_{vz}^2 \quad (2.97)$$

Como no ensaio a vazio o escorregamento é muito pequeno, a resistência do rotor refletida (R_2/s) se torna muito elevada. A combinação em paralelos dos ramos de magnetização e do rotor torna-se, então (jX_m). Conseqüentemente a reatância aparente (X_{vz}), medida nos terminais do estator a vazio, se aproxima da reatância própria do estator (X_{11}), sendo dada por:

$$X_{vz} = X_{11} = X_1 + X_m \quad (2.98)$$

A potência reativa a vazio (Q_{vz}) pode ser calculada por:

$$Q_{vz} = \sqrt{(3V_{vz} I_{vz})^2 - P_{vz}^2} \quad (2.99)$$

Assim a equação (2.100), fornece a reatância a vazio (X_{vz}), sendo:

$$X_{vz} = \frac{Q_{vz}}{3I_{vz}^2} \quad (2.100)$$

Segundo (FITZGERALD; KINGSLEY JR.; UMANS, 2006), o ensaio de rotor bloqueado de um motor de indução fornece informações sobre as impedâncias de dispersão. O ensaio é feito bloqueando o rotor de modo que ele não possa girar, sendo o escorregamento, portanto, igual a unidade, e tensões polifásicas equilibradas são aplicadas aos terminais do estator até atingir a corrente nominal.

Assim, as seguintes medidas são obtidas: a tensão de fase de rotor bloqueado (V_{bl}), a corrente de linha de rotor bloqueado (I_{bl}), a potência elétrica trifásica de entrada (P_{bl}) e a frequência de ensaio de rotor bloqueado (f_{bl}). Sendo que as correntes de ensaio de rotor bloqueado devem ser mantidas próximas de seus valores nominais, devido ao fato das reatâncias de dispersão serem afetadas de forma significativa pela saturação.

De posse das medidas obtidas, e aplicando a Equação (2.101), obtém-se o valor da potência reativa de rotor bloqueado.

$$Q_{bl} = \sqrt{(3V_{bl} I_{bl})^2 - P_{bl}^2} \quad (2.101)$$

A reatância de rotor bloqueado (X_{bl}), corrigida para a frequência nominal pode ser calculada pela equação (2.102).

$$X_{bl} = \left(\frac{f}{f_{bl}} \right) \left(\frac{Q_{bl}}{3I_{bl}^2} \right) \quad (2.102)$$

Onde:

f é a frequência da tensão que alimenta o motor em funcionamento nominal, dada em [Hz];

f_{bl} é a frequência da tensão que alimenta o motor no ensaio de rotor bloqueado, dada em [Hz];

Sendo que, para motores com potências abaixo de 25 [hp], os efeitos da frequência são desprezados e a impedância de rotor bloqueado pode ser medida diretamente em frequência normal (FITZGERALD; KINGSLEY JR.; UMANS, 2006). Assim, a relação f/f_{bl} para pequenos motores é igual a 1, para a equação (2.102).

De acordo com (FITZGERALD; KINGSLEY JR.; UMANS, 2006) a resistência de rotor bloqueado (R_{bl}), a reatância de dispersão do rotor (X_2) e a resistência do rotor (R_2), são respectivamente dadas pelas equações a seguir:

$$R_{bl} = \left(\frac{P_{bl}}{3I_{bl}^2} \right) \quad (2.103)$$

$$X_2 = (X_{bl} - X_1) \left(\frac{X_{vz} - X_1}{X_{vz} - X_{bl}} \right) \quad (2.104)$$

$$R_2 = (R_{bl} - R_1) \left(\frac{X_2 - X_m}{X_m} \right)^2 \quad (2.105)$$

A reatância de dispersão do rotor (X_2), dada pela Equação (2.104), é calculada em função da reatância de rotor bloqueado (X_{bl}), da reatância a vazão (X_{vz}) e da reatância de dispersão do estator (X_1), que ainda é uma variável desconhecida. Como não é possível determinar (X_1) e (X_2) por medidas adicionais, aplica-se a equação (2.106), que relaciona ambas reatâncias pela constante k .

$$X_1 = kX_2 \quad (2.106)$$

Onde, k é uma constante que depende da classe ou categoria da máquina analisada;

A Tabela 2.1 apresenta os valores de k recomendados pela norma IEEE 112 para cada classe de motor de indução.

Tabela 2.1 – Relação entre X_1 e X_2 em função da classe.

Motores	k
Classe A	1,00
Classe B	0,667
Classe C	0,428
Classe D	1,00

Extraído de: (IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY, 2004)

A Tabela 2.2 apresenta os valores de k , sugeridos pelo padrão ABNT NBR 5383-1, em função da categoria da máquina.

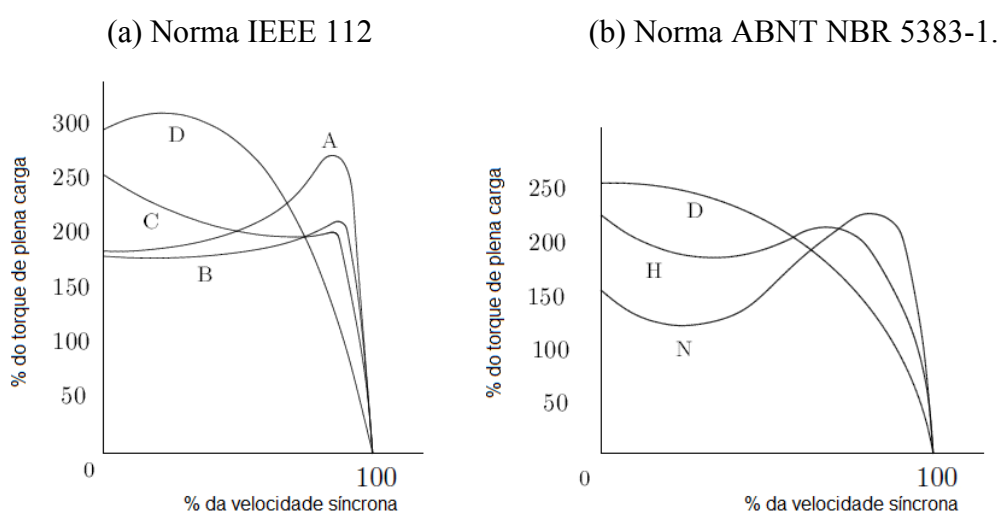
Tabela 2.2 – Relação entre X_1 e X_2 em função da categoria.

Motores	k
Categoria D	0,78
Categoria N	0,68
Categoria H	0,58

Extraído de: (ABNT NBR5383-1, 2002)

A Figura 2.5 apresenta as respectivas curvas características de torque por velocidade, na norma IEEE 112 e ABNT NBR 5383-1.

Figura 2.5 – Características de torque por velocidade dos motores de indução em função da classe e categoria de projeto; (a) Norma IEEE 112; (b) Norma ABNT NBR 5383-1.



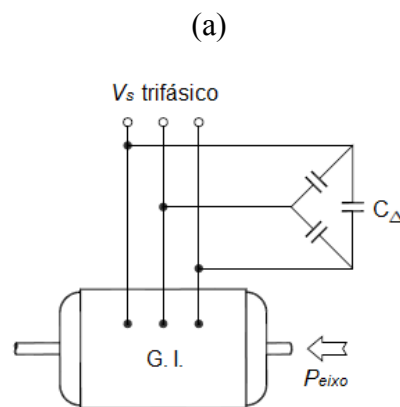
2.3.2 OPERAÇÃO COMO GERADOR

O gerador de indução pode ser conectado à rede elétrica ou operar de forma isolada. Quando conectado à rede, é capaz de gerar tensões trifásicas com frequência

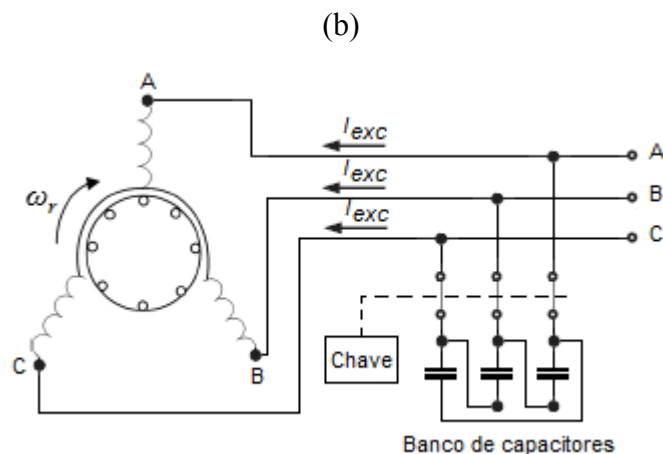
constante. Além disso, possui naturalmente a capacidade de autoproteção e um bom desempenho dinâmico se comparado a outros tipos de geradores.

Em operação isolada, o gerador de indução necessita de um banco de capacitores conectado em seus terminais, a fim de fornecer toda energia reativa necessária para sua autoexcitação. Por sua vez, se a carga que o gerador esteja alimentando for indutiva, esta consumirá também uma parcela deste reativo, o que pode comprometer a regulação de tensão do gerador caso o banco de capacitores não seja dimensionado corretamente para fornecer este adicional de energia reativa. A Figura 2.6 apresenta uma forma de conexão do banco de capacitores nos terminais do gerador de indução.

Figura 2.6 – Conexão do banco de capacitores. (a) Ilustração da conexão do banco de capacitores; (b) Diagrama elétrico da conexão do gerador de indução ligado em Y, juntamente com o banco de capacitores ligado em Δ .



Fonte: Adaptado de (BIM, 2012)



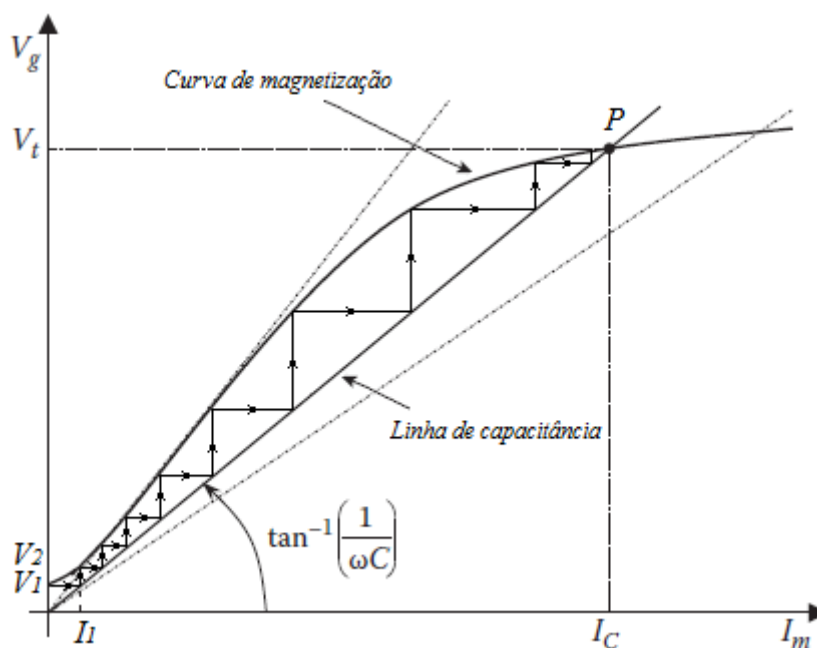
Fonte: Adaptado de (BOLDEA, 2005)

2.3.2.1 O processo de autoexcitação e circuito equivalente

Quando a máquina de indução é acionada por uma máquina primária, ela apresenta uma tensão muito pequena em seu estator, induzida por seu magnetismo residual, esta tensão é chamada de tensão remanente, representada na Figura 2.7 por V_1 . A tensão remanente tem frequência proporcional à velocidade de acionamento do rotor e sua amplitude depende do quão magnetizado está o núcleo deste gerador, sendo ela responsável pelo processo de autoexcitação do gerador de indução, conforme é ilustrado na Figura 2.7.

Quando acionado pela máquina primária, a tensão V_1 carrega o capacitor, que fornece uma corrente I_1 , esta corrente de magnetização devolve um adicional de energia reativa que aumenta a magnetização da máquina, gerando assim uma nova tensão V_2 . No próximo ciclo, o gerador aplica uma tensão ainda maior ao capacitor e este devolve novamente esta parcela de energia reativa ao gerador. Assim, a tensão aumenta até atingir o ponto de operação P , definido pelo ponto de encontro da curva de saturação com a reta da reatância do capacitor, chegando na tensão terminal (V_t) do gerador de indução. Desta forma, para cada valor de reatância capacitiva e velocidade de acionamento do rotor, tem-se um ponto de operação diferente (SILVA; VANÇO; GONCALVES; *et al.*, 2016).

Figura 2.7 – Curvas de magnetização e de linha de carga dos capacitores de um gerador de indução autoexcitado.



Fonte: Adaptado de (SIMÕES; FARRET, 2015).

Segundo Simões e Farret (2015) a tensão de entreferro V_g e a corrente de magnetização, I_m podem ser relacionadas por uma equação não linear, sendo dada por:

$$V_g = I_m F(K_1 e^{K_2 I_m^2} + K_3) \quad (2.107)$$

Onde:

K_1, K_2 e K_3 são as constantes a serem determinadas;

V_g é a tensão de entreferro através da reatância de magnetização ;

F é a frequência em [pu], que é definida pela relação entre a frequência de excitação na autoexcitação f_{exc} e a frequência base f_b (50 ou 60 Hz), sendo dada por:

$$F = \frac{f_{exc}}{f_{base}} = \frac{\omega_{exc}}{\omega_b} \quad (2.108)$$

Os valores das constantes K_1, K_2 e K_3 são obtidas por meio de teste em laboratório pela curva de magnetização da máquina de indução funcionando como motor. As equações utilizadas para cálculo destas constantes são dadas por:

$$K_1 = (c - K_3) \left(\frac{a - b}{b - c} \right)^{49/24} \quad (2.109)$$

$$K_2 = \frac{49}{24} \frac{\ln \left(\frac{b - c}{a - b} \right)}{I_{m3}^2} \quad (2.110)$$

$$K_3 = \frac{b^2 - ac}{2b - (a + c)} \quad (2.111)$$

Sendo,

$$a = \frac{V_{g1}}{I_{m1}} ; b = \frac{V_{g2}}{5I_{m1}} ; c = \frac{V_{g3}}{7I_{m1}} \quad (2.112)$$

Onde:

V_{g1}, V_{g2} e V_{g3} são as tensões para as correntes $I_{m1}, 5I_{m1}$ e $7I_{m1}$ obtidas experimentalmente da curva de magnetização.

A Figura 2.8 apresenta o circuito equivalente por fase do GITAE, destacando-se o circuito equivalente em valores por unidade (pu). Este circuito pode ser usado para representar uma forma mais genérica da aplicação do gerador de indução trifásico autoexcitado em um sistema de geração. O efeito de frequência sobre a reatância deve ser

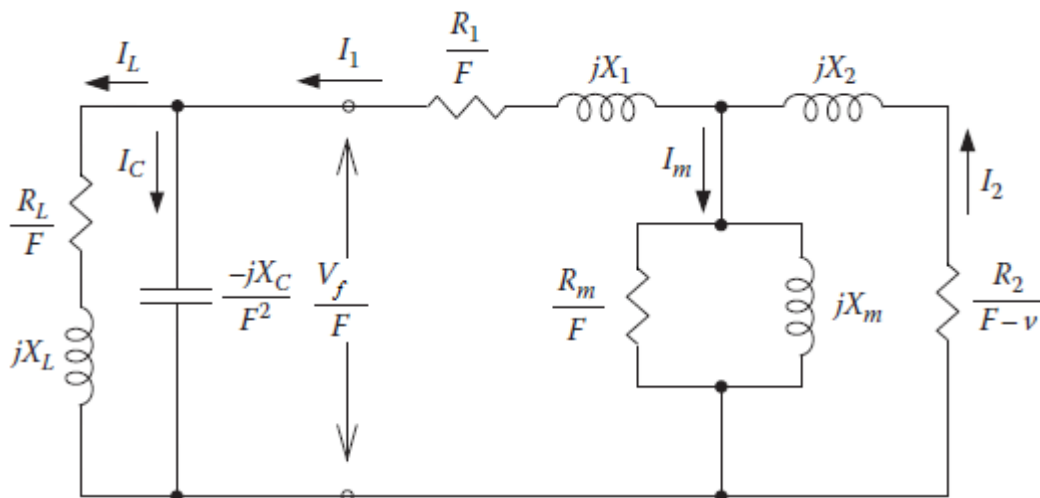
considerado se for usado em frequências diferentes da frequência base f_b [Hz] em que os parâmetros foram obtidos.

De uma forma mais genérica, os parâmetros da reatância indutiva podem ser definidos para a frequência base como $X = F\omega L$. A Figura 2.8 apresenta o circuito equivalente genérico em estado estacionário por fase do GITAE com todos os parâmetros de circuito divididos por F , tornando a tensão de fonte igual a V_f/F . Da definição da resistência do rotor apresentada na Figura 2.4, a seguinte modificação pode ser usada para corrigir R_2/s para ter em conta as mudanças no estator e no rotor para a frequência em (pu), assim:

$$\frac{R_2}{F \times s} = \frac{R_2}{F \left(1 - \frac{n_r}{n_s}\right)} = \frac{R_2}{F - v} \quad (2.113)$$

Onde v é a velocidade do rotor em (pu).

Figura 2.8 – Circuito equivalente por fase do gerador de indução.



Fonte: Adaptado de (SIMÕES; FARRET, 2015).

2.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou uma modelagem matemática e características de funcionamento da máquina de indução trifásica com rotor em gaiola, tanto para operação como motor e gerador. Assim, foi apresentada a modelagem matemática da máquina assíncrona trifásica no domínio $qd0$, juntamente com seu circuito equivalente e obtenção de parâmetros, sendo que este circuito foi retratado para operação como motor e gerador.

Para a operação como gerador autoexcitado, foi destacado o princípio de funcionamento desta máquina, apresentando a curva de magnetização, e a relação existente entre a tensão de entreferro e corrente de magnetização.

O próximo capítulo apresenta a metodologia aplicada e o princípio de funcionamento dos reguladores de tensão propostos. Neste se destaca a aplicação dos interruptores bidirecionais, que são os componentes principais do circuito de potência destes reguladores.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA APLICADA E PRINCÍPIO DE FUNCIONAMENTO DOS REGULADORES DE TENSÃO PROPOSTOS

3.1 INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta a metodologia aplicada e o princípio de funcionamento dos dois reguladores de tensão propostos. Também, são destacadas as configurações existentes de interruptores bidirecionais, os diagramas esquemáticos do GITAE com os reguladores, e o modelo matemático do regulador de tensão, cujo circuito por fase é o mesmo para ambas propostas. Assim, a primeira configuração do regulador de tensão foi proposta inicialmente para cargas equilibradas. Já a segunda proposta é um aprimoramento da primeira, permitindo o funcionamento do GITAE diante de carga desequilibrada.

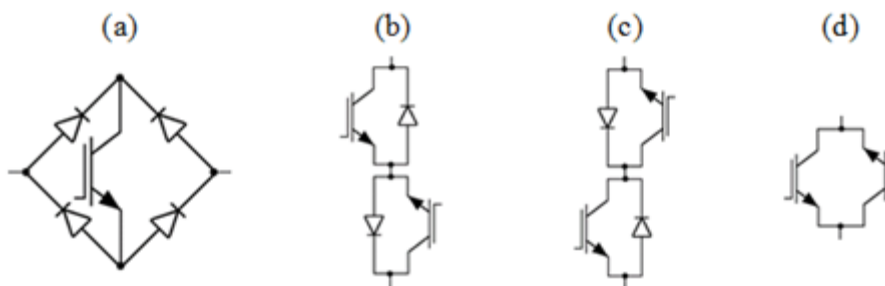
3.2 METODOLOGIA APLICADA

Conforme já destacado, o circuito de potência deste regulador de tensão tem sua estrutura física baseada no funcionamento de interruptores bidirecionais. O interruptor bidirecional (*BDS - Bidirectional Switch*) deve ser capaz de bloquear tensão e conduzir correntes nos dois sentidos. Devido a inexistência deste componente no mercado em vários níveis de potência, configura-se os interruptores bidirecionais a partir de associações de semicondutores de potência, tais como MOSFET, transistores IGBT e diodos.

Para formar um *BDS* com a capacidade de condução em ambas as direções, é necessário conectar dois dispositivos discretos (MOSFETS ou IGBTs com diodo de corpo) em anti-série, obtendo a configuração emissor comum (*Common Emitter BDS*) ou coletor comum (*Common Collector BDS*). Utilizando MOSFET ou IGBT, deve-se conectar quatro diodos em ponte juntamente com um único dispositivo de comutação

unidirecional, obtendo a configuração ponte de diodos (*Diodo Bridge BDS*). Atualmente, algumas configurações foram feitas para criar interruptores bidirecionais em módulos de potência, destaca-se o recém desenvolvimento do IGBT com capacidade de bloqueio reverso (RB-IGBT), descrito em um trabalho apresentado por Takei, Naito e Ueno (2004). Todas estas configurações de interruptores bidirecionais descritas, são apresentadas na Figura 3.1.

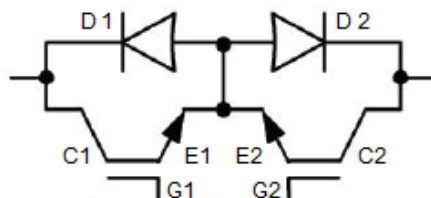
Figura 3.1 – Possíveis configurações de interruptores bidirecionais. (a) Interruptor bidirecional com ponte de diodos e IGBT; (b) Interruptor bidirecional com IGBTs na configuração emissor comum; (c) Interruptor bidirecional com IGBTs na configuração coletor comum; (d) Interruptor bidirecional com IGBT em antiparalelo com bloqueio reverso.



Fonte: Adaptado de (SILVA *et al.*, 2018).

A Figura 3.2 apresenta a estrutura de um interruptor bidirecional na configuração emissor comum, onde são destacados os terminais de cada IGBT a fim de ilustrar o princípio de funcionamento deste interruptor.

Figura 3.2 – Estrutura de um interruptor bidirecional na configuração emissor comum.



Analisando a Figura 3.2, construtivamente os interruptores bidirecionais nesta configuração, apresentam os terminais denominados de *gate G1* e *G2* conectados ao circuito de disparo. O emissor de ambos *E1* e *E2* apresentam-se conectados e são utilizados como terminal de referência para os pulsos provenientes do circuito de disparo. Quando os IGBTs estão operando como chaves fechadas, a corrente alternada no

semiciclo positivo passa pelo IGBT 1 (via $C1$) e pelo diodo intrínseco $D2$. Em semiciclo negativo, a corrente percorre o IGBT 2 (via $C2$) e o diodo intrínseco $D1$. Quando os IGBTs são abertos pela retirada dos pulsos de *gate*, a corrente alternada é extinta.

3.3 PRINCÍPIO DE FUNCIONAMENTO DOS REGULADORES DE TENSÃO

A primeira estrutura do regulador de tensão foi proposta para o GITAE alimentar cargas equilibradas. O circuito deste regulador apresenta um controlador PID, que gera um sinal que é modulado e enviado até os três interruptores bidirecionais constituídos de IGBT na configuração emissor comum. Estas chaves bidirecionais acionam um banco trifásico de reatores, que consomem controladamente e de forma igual a potência reativa fornecida pelo banco de capacitores, assim controlando a tensão terminal do gerador.

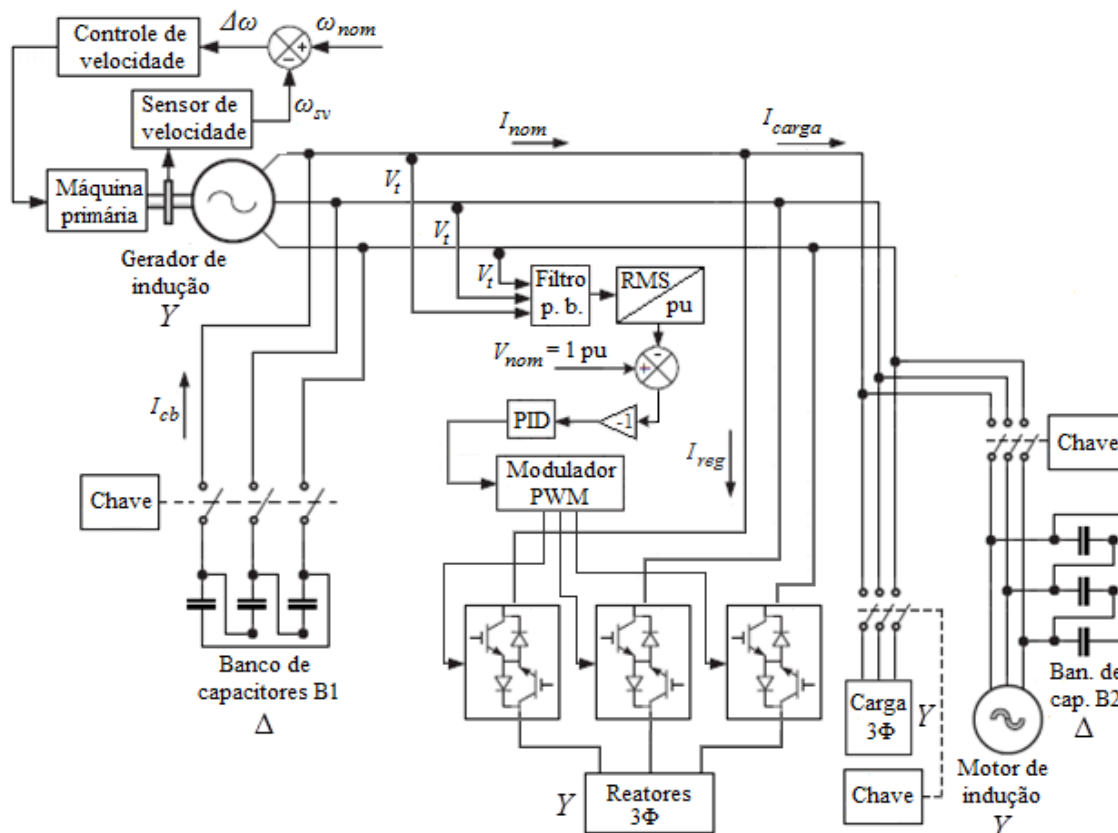
Já a segunda estrutura do regulador de tensão foi proposta para possibilitar uma boa regulação de tensão no GITAE durante a alimentação de cargas desequilibradas. O circuito deste regulador apresenta três controladores PID, que de forma individual geram sinais que são modulados e enviados a cada interruptor bidirecional constituídos de IGBT e ponte de diodos. Estas chaves bidirecionais têm o papel de acionar individualmente cada reator, que consomem a potência reativa fornecida pelo banco de capacitores a cada fase do gerador. Assim, possibilitando o controle individual da tensão em cada fase do gerador. Esta forma do controle da tensão por fase e o que permite a regulação de tensão do GITAE diante de carga desequilibrada.

A seguir são apresentados com maiores detalhes os diagramas esquemáticos e os princípios de funcionamento dos dois reguladores de tensão, juntamente com a modelagem matemática adotada para a primeira proposta.

3.3.1 PROPOSTA PARA OPERAÇÃO DO GITAE COM CARGA EQUILIBRADA

A Figura 3.3 apresenta o diagrama de bloco, juntamente com o diagrama esquemático do gerador de indução com o regulador de tensão proposto para operação do GITAE com cargas equilibradas.

Figura 3.3 – Diagrama esquemático do gerador de indução com o regulador de tensão proposto para operação do GITAE com cargas equilibradas.



Fonte: Adaptado de (SILVA *et al.*, 2018).

Quando o gerador de indução é acionado pela máquina primária e se autoexcita, os valores da sua tensão terminal (V_t) ultrapassam seus valores nominais, sendo limitados apenas pela saturação da máquina. Neste instante, estas tensões terminais são medidas por meio de um transdutor de tensão e convertidas para seus valores em pu (por unidade), em seguida são comparadas com um valor de tensão de referência (V_{nom}), gerando um sinal de saída (erro). Este sinal é modificado convenientemente pelo controlador PID, cuja saída é modulada em um sinal PWM na faixa de 1,5 [kHz], sendo levado até um gate drive. O gate drive aplica os pulsos nos gates dos interruptores bidirecionais, que passam a chavear uma tensão senoidal com um *duty cycle* imposto pelo controlador, determinando uma tensão eficaz sobre os reatores, que absorve a energia reativa suficiente para controlar a tensão terminal do gerador.

Assim, *duty cycle* menores quando aplicados sobre os interruptores bidirecionais, geram uma menor tensão sobre os reatores, que consomem uma menor parcela de energia

reativa, causando uma elevação da tensão terminal do GITAE. Quando *duty cycle* maiores são aplicados sobre os interruptores bidirecionais, a tensão gerada sobre os reatores é maior, passando a consumir uma maior parcela de energia reativa, diminuindo a tensão terminal do gerador. Ambas as ações, são controladas pela atuação do controlador PID, que mantém a tensão terminal do gerador em seu valor nominal, na faixa de regulação de $(0,95 \leq V_t \leq 1,05)$.

3.3.1.1 Modelo Matemático do Regulador de Tensão

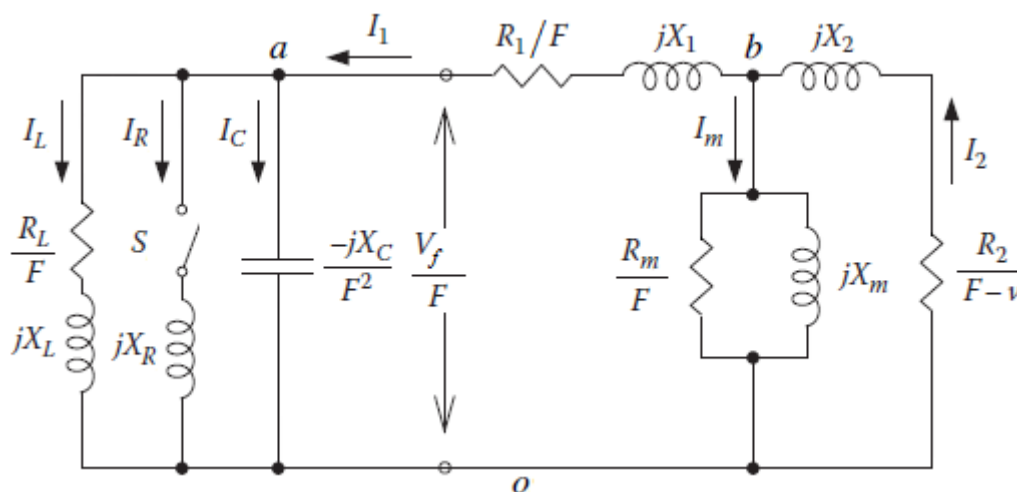
A Figura 3.4 apresenta o circuito equivalente por fase de um gerador de indução trifásico autoexcitado com o regulador de tensão alimentando uma carga RL. Na Figura 3.4, a chave *S* representa o interruptor bidirecional (acionado com um *duty cycle* *D*) controlando a tensão aplicada sobre o indutor do regulador de tensão (X_R). Assim, as correntes \dot{I}_C , \dot{I}_R e \dot{I}_L são dadas respectivamente dadas por:

$$\dot{I}_C = \frac{\dot{V}_f / F}{-jX_C / F^2} \quad (3.1)$$

$$\dot{I}_R = \frac{D \times \dot{V}_f / F}{jX_R} \quad (3.2)$$

$$\dot{I}_L = \frac{\dot{V}_f / F}{R_L / F + jX_L} \quad (3.3)$$

Figura 3.4 – Circuito equivalente por fase de um GITAE com o regulador de tensão proposto para cargas equilibradas.



Fonte: Adaptado de (SILVA *et al.*, 2018).

Em relação ao circuito equivalente por fase do GITAE, todos os parâmetros do gerador são considerados constantes, exceto a reatância de magnetização (X_m), que é variável e depende da saturação magnética. Entretanto, para realizar uma análise da regulação de tensão do circuito por fase apresentado na Figura 3.4, considera-se em dado instante que todos os parâmetros do circuito são fixos. Assim, levando em conta o princípio de funcionamento do regulador de tensão proposto, chega-se na representação da malha de controle do regulador de tensão, conforme é apresentado na Figura 3.5. Nesta figura todos os parâmetros estão em função do domínio da frequência.

Através de várias manipulações matemáticas, os coeficientes α , β , ξ , δ , λ e η são deduzidos, apresentando os seguintes valores:

$$\alpha = F^2 L_1 L_m L_2 - F L_1 L_m L_2 R_m \nu \quad (3.4)$$

$$\beta = F^3 L_m L_2 + F L_1 L_m R_m + F L_1 L_2 R_m + F L_m L_2 R_1 - F^2 L_m L_2 R_m \nu - L_m L_2 R_m R_1 \nu \quad (3.5)$$

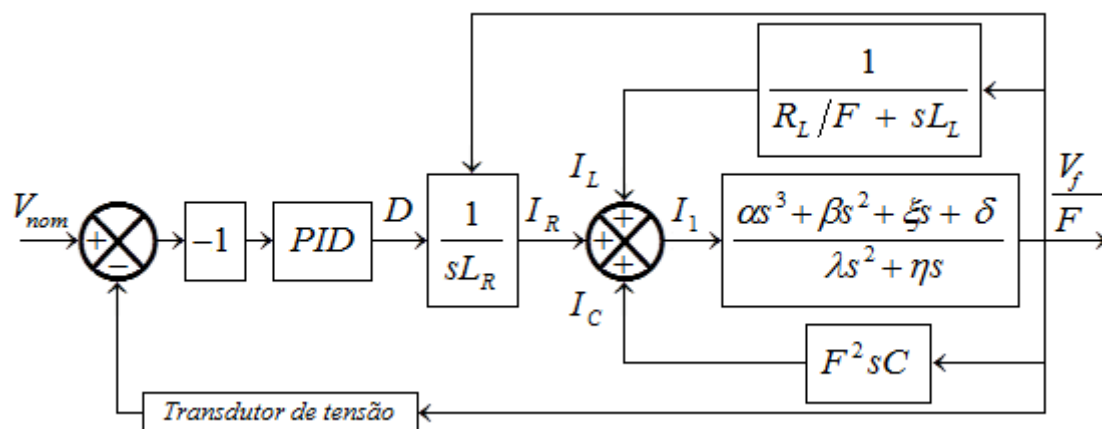
$$\xi = F^2 L_m R_m + F^2 L_2 R_m + F^2 L_m R_2 + L_m R_m R_1 + L_2 R_m R_1 - F L_m R_m R_2 \nu \quad (3.6)$$

$$\delta = F R_m R_2 \quad (3.7)$$

$$\lambda = F^2 L_m L_2 - F L_m L_2 R_m \nu \quad (3.8)$$

$$\eta = F L_m R_m + F L_2 R_m \quad (3.9)$$

Figura 3.5 – Diagrama de bloco representativo do regulador de tensão do gerador de indução e do capacitor de excitação e carga RL.



Fonte: Adaptado de (SILVA *et al.*, 2018).

Novamente considerando em um dado instante que todos os parâmetros do

circuito da Figura 3.4 são fixos e a chave S está fechada, as impedâncias resultantes entre os pontos ao , ab e bo são dadas por:

$$\dot{Z}_{ao} = \left(\frac{1}{-jX_C/F^2} + \frac{1}{jX_R} + \frac{1}{R_L/F + jX_L} \right)^{-1} \quad (3.10)$$

$$\dot{Z}_{ab} = (R_1/F + jX_1) \quad (3.11)$$

$$\dot{Z}_{bo} = \left(\frac{1}{R_m/F} + \frac{1}{jX_m} + \frac{1}{R_2/(F - v) + jX_2} \right)^{-1} \quad (3.12)$$

Assim, considerando as impedâncias equivalentes \dot{Z}_{ao} , \dot{Z}_{ab} e \dot{Z}_{bo} para o circuito da Figura 3.4, a equação da malha de tensão em regime permanente resulta em:

$$\dot{I}_1 (\dot{Z}_{ao} + \dot{Z}_{ab} + \dot{Z}_{bo}) = 0 \quad (3.13)$$

3.3.2 PROPOSTA PARA OPERAÇÃO DO GITAE COM CARGA DESEQUILIBRADA

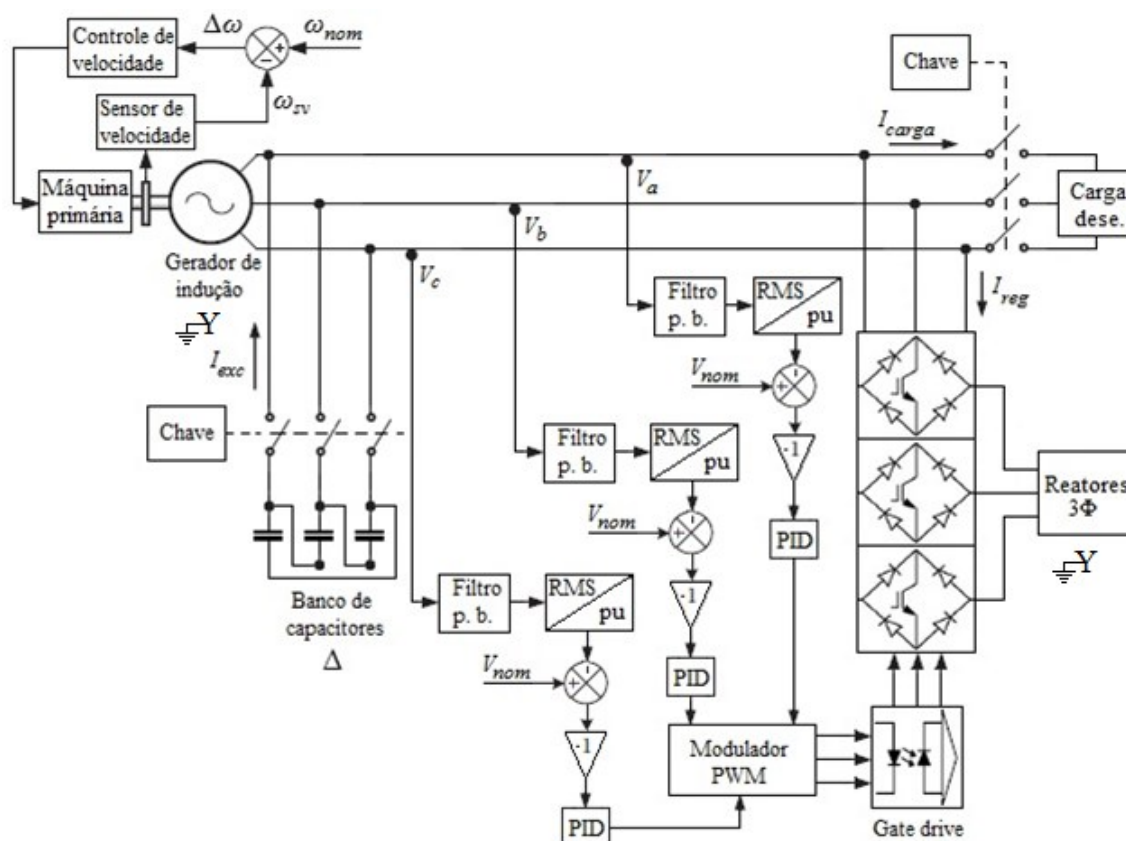
Caso um gerador de indução autoexcitado esteja utilizando o regulador apresentado na Figura 3.3 e nos seus terminais seja conectado uma carga desequilibrada, o mesmo apresentaria um perfil de tensão desequilibrado, devido a atuação de apenas um controlador PID para as três fases.

Assim, nesta segunda proposta apresentada, utiliza-se um regulador de tensão possuindo três controladores PID, o que possibilita o controle individual da tensão terminal de cada fase do gerador, permitindo que o mesmo possa operar satisfatoriamente diante de cargas desequilibradas. A Figura 3.6 apresenta o diagrama esquemático de um GITAE com o regulador de tensão proposto. Diferentemente da Figura 3.3, a configuração apresentada na Figura 3.6 apresenta os interruptores bidirecionais na configuração ponte de diodos e IGBT. Tal configuração tem a vantagem de utilizar menos IGBTs no circuito de potência do regulador, entretanto, necessita da utilização de diodos ultrarrápidos.

Destaca-se que, mesmo diante de carga desequilibrada, toda análise apresentada para o circuito equivalente por fase do gerador de indução com carga equilibrada ainda é válida. Neste caso, cada fase do gerador apresentará um circuito equivalente, onde seus respectivos interruptores bidirecionais, receberão sinais com larguras de pulso diferentes,

devido a ação individual de cada controlador PID. Assim, verifica-se que cada indutor receberá uma tensão eficaz diferente, consumindo a energia reativa necessária de tal forma que ocorra um acréscimo ou uma redução das tensões por fase do gerador, compensando o desequilíbrio de tensão provocado pela carga.

Figura 3.6 – Diagrama esquemático do gerador de indução com o regulador de tensão proposto para operação do GITAE com cargas desequilibradas.



Fonte: Proposto originalmente pelo autor.

3.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou as estruturas das configurações dos interruptores bidirecionais, o princípio de funcionamento do regulador de tensão para carga equilibrada, modelo matemático do regulador, e o princípio de funcionamento do regulador de tensão proposto para permitir um controle de tensão do GITAE diante de carga desequilibrada.

O próximo capítulo apresenta os resultados computacional e experimental para o regulador proposto para carga equilibrada. Posteriormente, são apresentados os resultados

das simulações computacionais do funcionamento do regulador de tensão proposto para permitir que o GITAE mantenha um perfil de tensão satisfatório diante da operação com carga desequilibrada.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS DO DESEMPENHO DO GITAE COM OS REGULADORES DE TENSÃO PROPOSTOS

4.1 INTRODUÇÃO

Este capítulo tem o objetivo de apresentar os resultados do desempenho de um GITAE com os reguladores de tensão propostos. Assim, são apresentados os resultados do desempenho do regulador para carga equilibrada. Posteriormente, são apresentados os resultados da proposta para o funcionamento do gerador com carga desequilibrada.

Os resultados para carga equilibrada foram obtidos por meio de simulação computacional e teste experimental. Já os resultados da segunda proposta, por serem um aprimoramento da primeira, serão apresentados por meio de simulações computacionais. Todas simulações computacionais foram realizadas no programa MATLAB® simulink, onde foram implementados ambos os modelos dos reguladores de tensão descritos no capítulo anterior. Por meio destas simulações, é possível verificar o comportamento do perfil de tensão do GITAE diante de algumas condições de funcionamento, conforme serão detalhadas nos itens a seguir.

4.2 REGULADOR DE TENSÃO PROPOSTO PARA O GITAE OPERAR COM CARGAS EQUILIBRADAS

A primeira proposta apresenta resultado computacional e experimental do desempenho de um gerador de indução autoexcitado de 3 [cv], partindo de forma direta um motor de indução de 1 [cv]. Em relação à partida de cargas dinâmicas, destaca-se que os motores de indução podem demandar um valor de potência de 6 a 8 vezes o seu valor nominal, o que contribui para testar o desempenho do regulador em situações operacionais muito desfavoráveis.

O diagrama esquemático utilizado na simulação computacional e no teste experimental foi baseado na Figura 3.3, presente no capítulo anterior. Para este caso, foi

utilizado um gerador de indução com os dados apresentados na Tabela 4.1, conectado em estrela, apresentando tensão nominal de linha de 380 [V].

Tabela 4.1 – Dados de placa, parâmetros elétricos e mecânicos do motor utilizado como gerador de indução.

Parâmetros	Valores
Potência nominal	3 [cv]
Tensão nominal	220/380 [V]
Corrente nominal	8,57/4,94 [A]
Frequência	60 [Hz]
Velocidade nominal mecânica	1710 [rpm]
Corrente de partida	6,8
Fator de potência nominal	0,85
Rendimento	0,793
Momento de inércia	0,0075 [kg.m ²]
Categoria	N
Resistencia do estator	2,85 [Ω]
Indutância do estator	0,0044032 [H]
Resistência do rotor	2,58 [Ω]
Indutância do rotor	0,0093900 [H]
Indutância de magnetização	0,2108010 [H]

Extraído de (SILVA *et al.*, 2018)

Os dados dos bancos de capacitores B1 e B2 presentes no diagrama da Figura 3.3 são apresentados na Tabela 4.2. A especificação do banco de capacitores B1 é apresentada no Apêndice A.

Tabela 4.2 – Dados dos bancos de capacitores B1 e B2.

Parâmetros	Valores	
	Banco de capacitores B1	Banco de capacitores B2
Potência nominal	2,5 [kvar]	1,0 [kvar]
Tensão nominal	380 [V]	380 [V]
Frequência	60 [Hz]	60 [Hz]
Conexão	Δ	Δ
Reatância	173,28 [Ω /phase]	433,2 [Ω /phase]
Capacitância	3x15,3[μ F]	3x6,0[μ F]

Extraído de (SILVA *et al.*, 2018)

Neste caso, o gerador alimenta uma carga de 592 [VA] (fator de potência = 0.94 indutivo), e um motor de indução de 1 [cv] conectado em estrela, com os dados presentes na Tabela 4.3. O regulador de tensão é ligado em série com um banco de reatores de 1,5

[kvar], também conectado em estrela.

Tabela 4.3 – Dados de placa, parâmetros elétricos e mecânicos do motor de indução de 1 [cv].

Parâmetros	Valores
Potência nominal	1 [cv]
Tensão nominal	220/380 [V]
Corrente nominal	3,6/2,08 [A]
Frequência	60 [Hz]
Velocidade nominal mecânica	1730 [rpm]
Corrente de partida	6,0
Fator de potência nominal	0,76
Rendimento	0,706
Momento de inércia	0,00205 [kg.m ²]
Categoria	N
Resistencia do estator	10,00 [Ω]
Indutância do estator	0,01000 [H]
Resistência do rotor	6,50 [Ω]
Indutância do rotor	0,01618 [H]
Indutância de magnetização	0,31800 [H]

Extraído de (SILVA *et al.*, 2018)

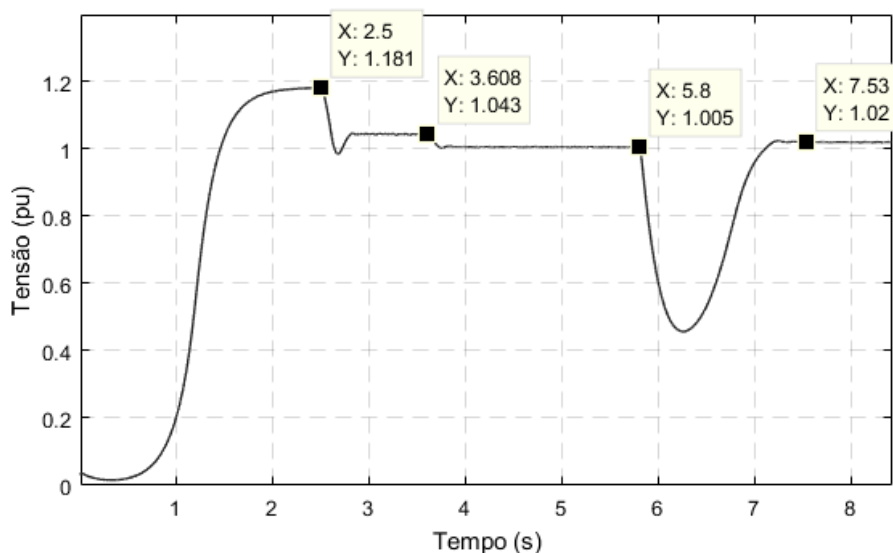
A seguir serão apresentados os resultados da simulação computacional e do teste experimental da operação do GITAE de 3 [cv], com o regulador de tensão proposto para cargas equilibradas.

4.2.1 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

O perfil da tensão terminal do GITAE durante a simulação computacional é apresentado na Figura 4.1. A simulação contempla a autoexcitação do gerador de indução, no instante $0 < T < 2,5$ [s], onde a tensão terminal do gerador alcança 1,181 pu. No instante $T_1 = 2,5$ [s] é ligado o regulador de tensão, assim a tensão terminal passa para o valor de 1,043 pu, no instante $T_2 = 3,6$ [s] é ligada a carga de 592 [VA], levando a tensão terminal para 1,005 pu. No instante $T_3 = 5,8$ [s], ocorre a partida direta de motor de indução de 1 [cv], no momento da partida é chaveado o banco de capacitores B2 de 1 [kvar], para suprir o reativo que o motor consome. Devido as condições severas da partida direta do motor, ocorre um afundamento da tensão terminal do GITAE, que chega a um valor próximo a 0,45 pu. Após a partida ocorre uma recuperação da tensão terminal do gerador, que se estabiliza em 1,02 pu.

Nota-se na Figura 4.1, que no momento que o regulador de tensão é ligado ele controla a tensão de forma que seu módulo permaneça dentro da faixa de regulação de tensão estabelecida, contribuindo para recuperação da tensão após a partida direta do motor de indução.

Figura 4.1 – Perfil da tensão terminal do GITAE durante a simulação.



Fonte: Adaptado de (SILVA *et al.*, 2018).

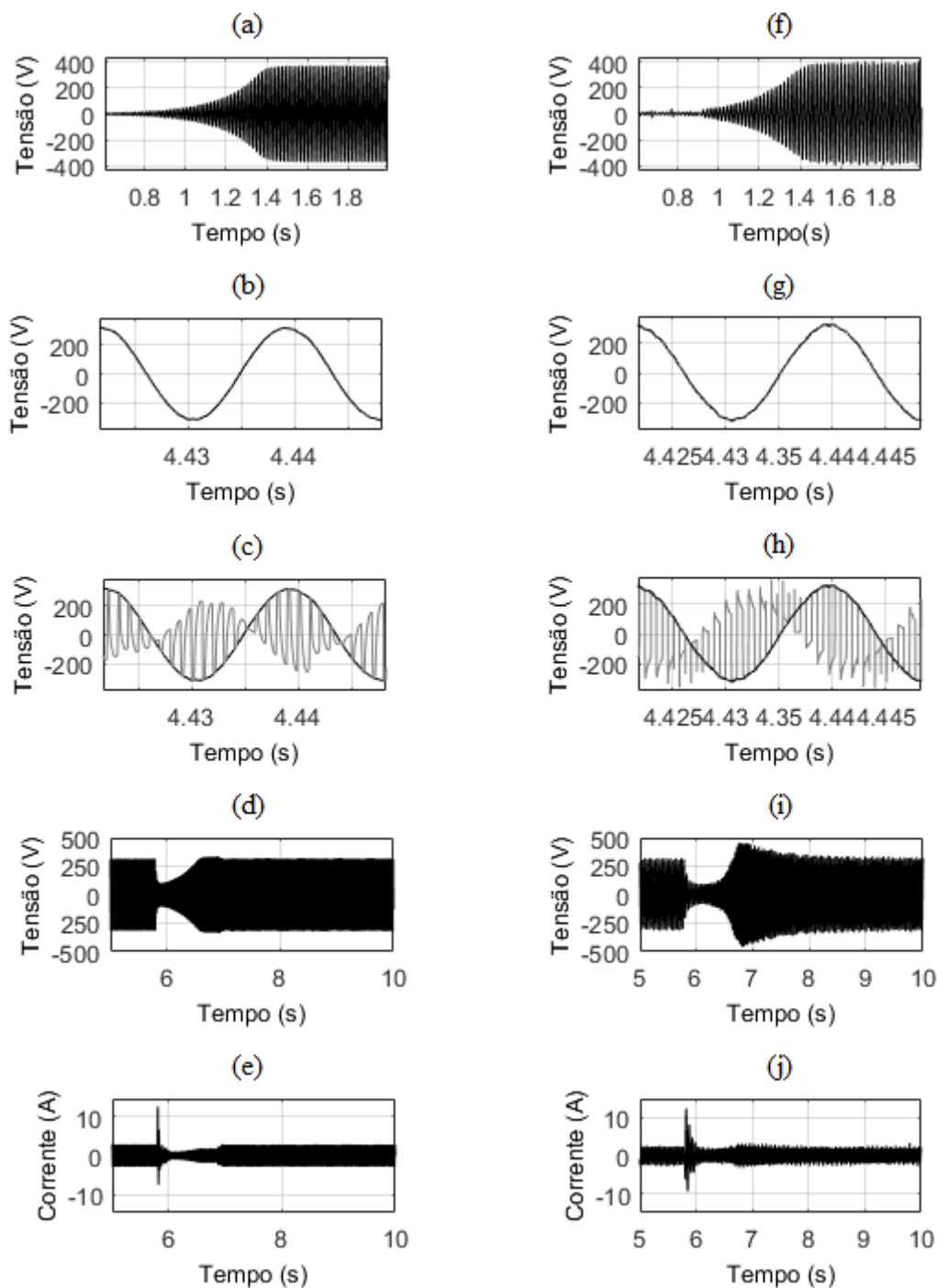
A Figura 4.2 apresenta os resultados obtidos na simulação computacional e no teste experimental, nestes resultados as formas de onda possuem valores de pico. As letras de (a) a (e) correspondem aos resultados da simulação computacional, já as letras de (f) a (j) correspondem aos resultados do teste experimental. Na Figura 4.2 (a) é apresentado o valor da tensão de fase do GITAE durante o processo de autoexcitação. Nas Figuras 4.2 (b) e (c) são apresentadas as formas de onda da tensão de fase no terminal do gerador, e tensão de fase no reator. Já nas Figuras 4.2 (d) e (e) são apresentadas as formas de onda de tensão e corrente no GITAE durante a partida direta do motor de 1 [cv].

4.2.2 TESTE EXPERIMENTAL

Foi realizado o teste experimental para verificar o desempenho do regulador de tensão, cujos resultados são apresentados na Figura 4.2. Assim, a Figura 4.2 (f) apresenta a forma de onda da tensão de fase do gerador durante o processo de autoexcitação, a Figura 4.2 (g) e (h) apresentam respectivamente as formas de onda da tensão de fase do gerador e no reator, e por fim as Figuras 4.2 (i) e (j) apresentam as formas de onda de

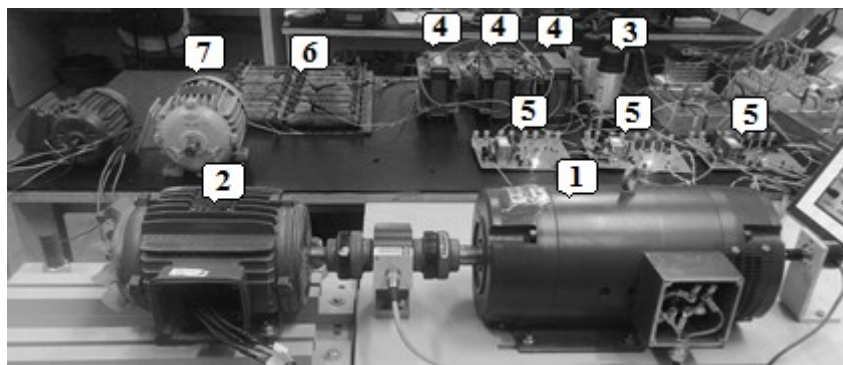
tensão e corrente no GITAE durante a partida direta do motor de 1 [cv]. A Figura 4.3 apresenta a bancada utilizada no teste experimental, onde todos equipamentos são identificados por uma numeração definida no título da figura.

Figura 4.2 – Resultados obtidos na simulação computacional e no teste experimental.



Fonte: Adaptado de (SILVA *et al.*, 2018).

Figura 4.3 – Bancada utilizada no teste experimental; (1) Motor de corrente contínua; (2) Gerador de indução [3 cv]; (3) Banco de capacitores; (4) Banco de reatores; (5) Interruptores bidirecionais; (6) Carga trifásica; (7) Motor de indução [1 cv].



Fonte: Adaptado de (SILVA *et al.*, 2018).

4.2.3 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Comparando os resultados obtidos na simulação computacional e no teste experimental apresentados nas Figura 4.2, verifica-se que os valores encontrados foram próximos. A única diferença foi em relação a forma de onda da tensão no GITAE durante a partida do motor de indução de 1 [cv], onde o resultado experimental apresentou um *overshoot* de tensão (*Transient Voltage Overshoot*¹), em decorrência da reposta da dinâmica do sistema real. Entretanto, mesmo nesta condição, a tensão de recuperação (*Recovery Voltage*²) se manteve nos valores nominais de tensão do gerador (regulação de tensão permissível de $\pm 5\%$ na baixa tensão, podendo variar entre os valores de $0,95 \leq V_t \leq 1,05$ pu).

Assim, os resultados mostraram que o regulador de tensão proposto para carga equilibrada contribuiu para o bom desempenho do GITAE diante da alimentação de carga dinâmica, permitindo uma boa regulação de tensão em regime permanente, mesmo diante da severa condição de operação.

¹ É a superação máxima de tensão acima da tensão nominal que ocorre como resultado de uma resposta do sistema de excitação para um aumento repentino na carga. Sendo expressa como uma porcentagem da tensão nominal (SILVA; VANÇO; DA SILVA GONCALVES; *et al.*, 2016).

² É a tensão máxima obtida para uma condição de carga especificada. A tensão de recuperação é normalmente expressa como uma porcentagem da tensão nominal. Para cargas que excedem o valor nominal, a tensão de recuperação é limitada pela saturação e o limite de excitação de campo no caso dos geradores síncronos (SILVA; VANÇO; DA SILVA GONCALVES; *et al.*, 2016).

4.3 REGULADOR DE TENSÃO PROPOSTO PARA O GITAE OPERAR COM CARGAS DESEQUILIBRADAS

A Figura 4.4 apresenta o diagrama esquemático utilizado nas simulações computacionais. Nesta figura, o GITAE está alimentando uma carga desequilibrada conectada em estrela, com neutro conectado com o reator trifásico e o gerador. As simulações computacionais novamente utilizaram os dados das Tabelas 4.1 e 4.2, respectivamente para o gerador de indução e para banco de capacitores de 2,5 [kvar], além da utilização da potência de 1,5 [kvar] para o reator trifásico.

Como máquina primária, foi utilizado o modelo de um motor de corrente contínua de 4,4 [hp], 180 [V], 1800 [rpm] na configuração independente com controle de velocidade, conforme é apresentado na Figura 4.5. Enquanto que a Figura 4.6 apresenta o diagrama de blocos do controlador PI paralelo, utilizado para fazer o controle de velocidade do conjunto máquina primária e gerador.

O regulador de tensão da segunda proposta, diferentemente da estrutura apresentada na primeira, possui os interruptores bidirecionais na configuração ponte de diodo e IGBT, conforme já apresentado no capítulo anterior. Além disso, como pode ser visto no diagrama apresentado na Figura 4.4, os interruptores bidirecionais são controladores por pulsos isolados de cada controlador PID. O modelo de controlador utilizado foi o PID paralelo alternativo (DE CAMPOS; TEIXEIRA, 2010), com um filtro na ação derivativa ($a = 1/8$), cujo função de transferência é apresentada na equação 4.1.

$$G_C(s) = K_P + \frac{1}{sT_I} + \frac{T_D s}{1 + aT_D s} \quad (4.1)$$

A Figura 4.7 apresenta o diagrama de blocos do controlador PID utilizado em uma das fases da estrutura do regulador de tensão.

Figura 4.4 – Diagrama esquemático utilizado na simulação computacional.

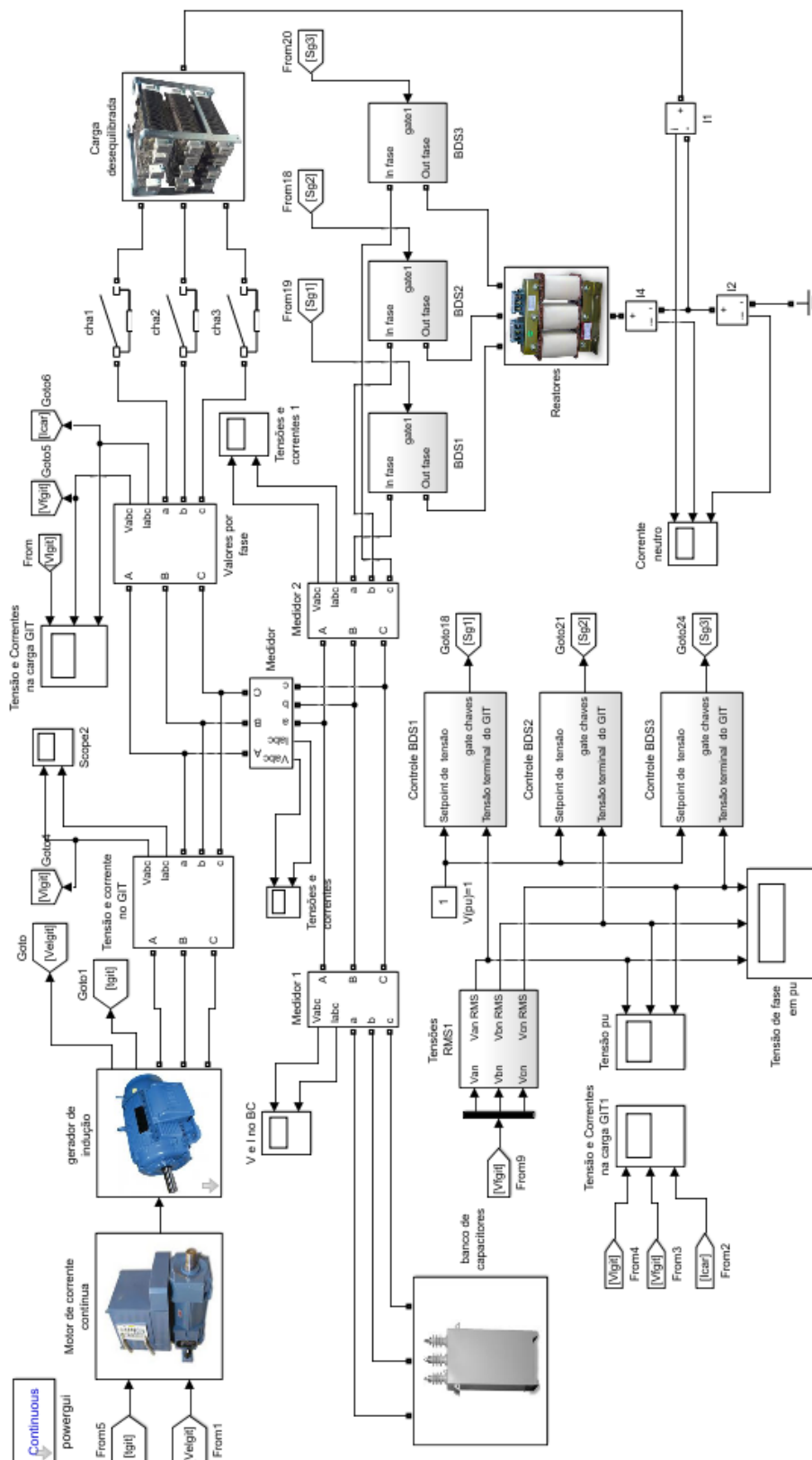


Figura 4.5 – Diagrama esquemático utilizado para o controle de velocidade do motor de corrente contínua.

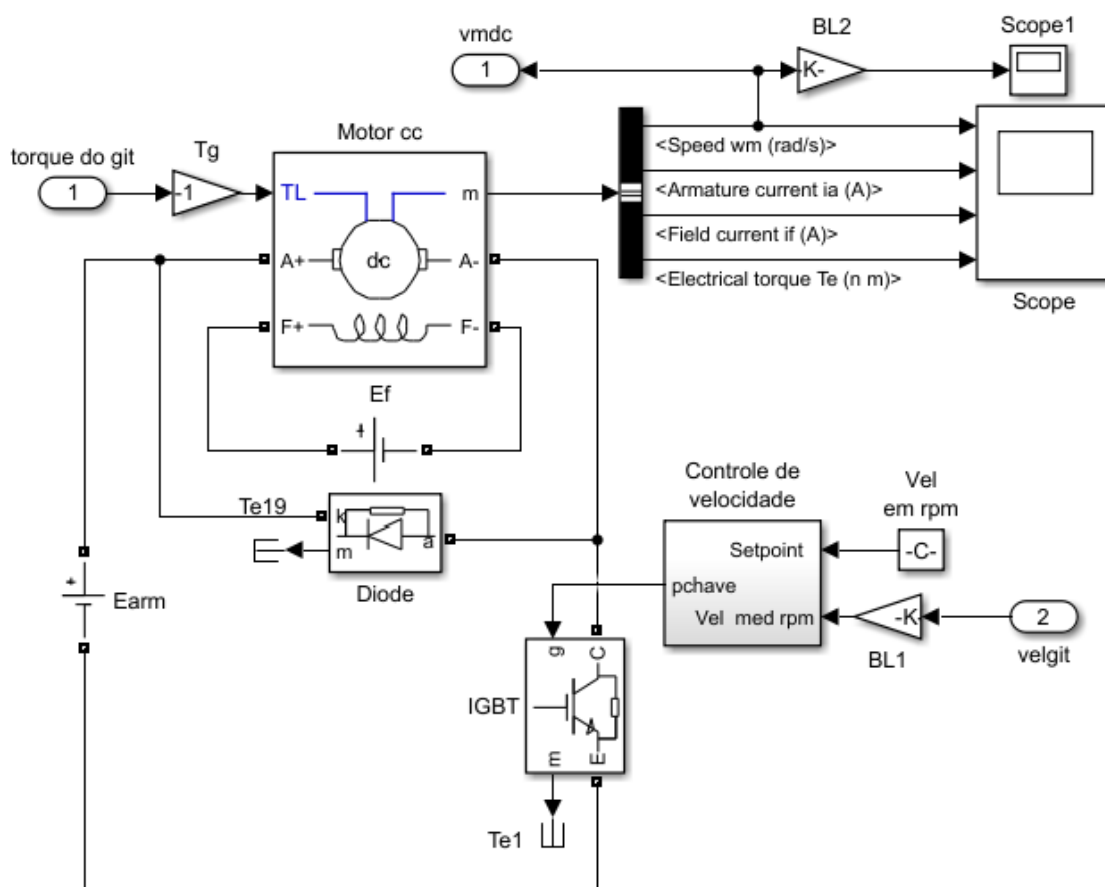


Figura 4.6 – Diagrama de blocos do controlador PI utilizado para controlar a velocidade do motor de corrente contínua.

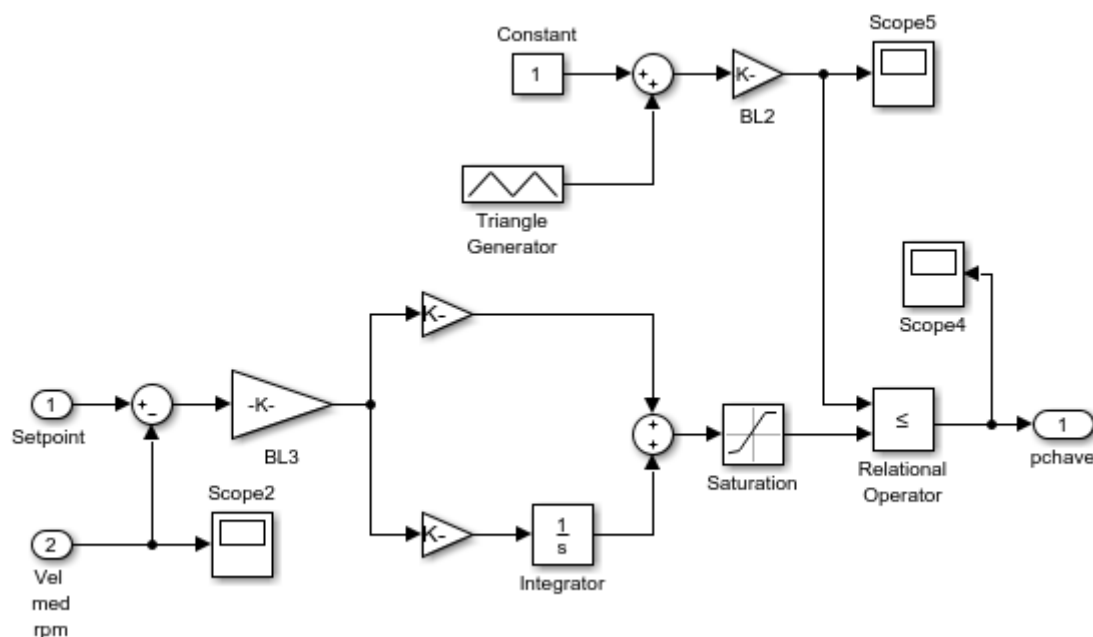
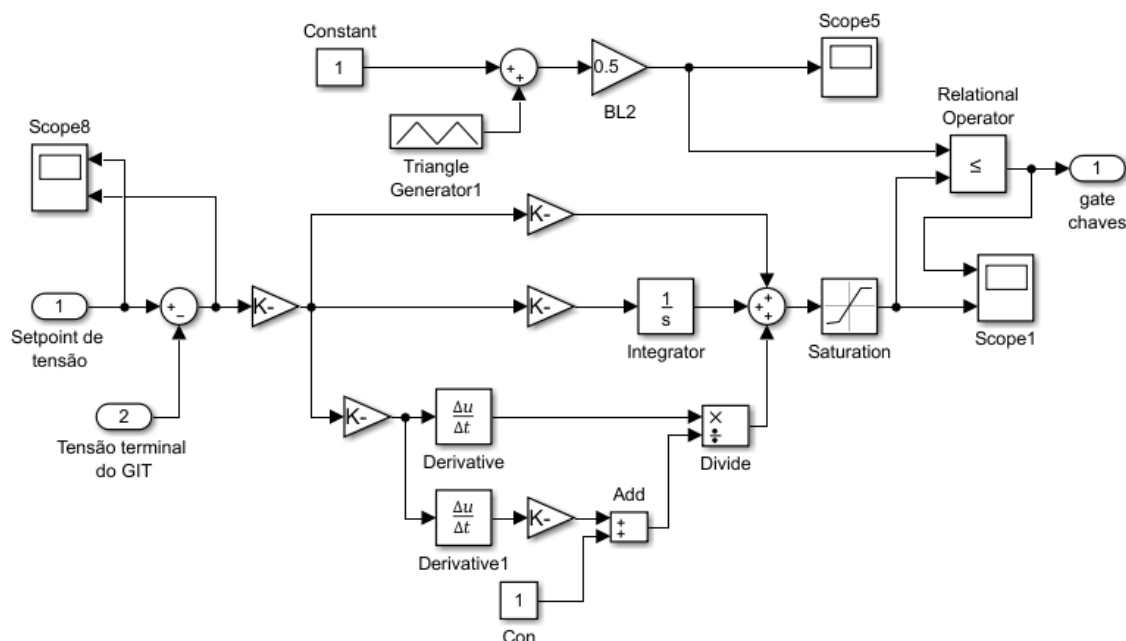


Figura 4.7 – Diagrama de blocos do controlador PID utilizado no regulador de tensão.



4.3.1 SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL

Foram realizadas quatro simulações para o GITAE de 3 [cv] alimentando carga desequilibrada. O tempo total de simulação foi de 1,8 [s]. Inicialmente, o gerador de indução passa pelo processo de autoexcitação com o regulador de tensão ligado. Assim, sua tensão terminal não ultrapassa o valor de 1,05 pu. Neste caso, o valor da tensão terminal do GITAE se estabiliza em um valor de tensão a vazio, respeitando a faixa de regulação de tensão estabelecida. Após a estabilização da tensão do gerador, a carga é conectada no instante de 1,2 [s]. No caso das cargas desequilibradas, estas são compostas por carga trifásica conectadas em estrela e delta, e também carga bifásica e monofásica, os itens a seguir apresentam os resultados para estes tipos de carga.

4.3.1.1 Carga trifásica desequilibrada conectada em estrela

Neste caso, a potência complexa da carga na fase *a* foi de $400 + j200$ [VA], na fase *b* $500 + j50$ [VA] e na fase *c* $700 + j50$ [VA]. Devido a carga ser desequilibrada, caso fosse utilizado apenas um controlador na malha de controle, não seria possível manter os valores das tensões de cada fase dentro do valor permissível de regulação ($0,95 \leq V_i \leq 1,05$ pu), como pode ser visto na tensão da fase *a* ($V_i = 1,115$ pu). A Figura 4.8 apresenta o perfil da tensão terminal do GITAE para esta condição.

Com a utilização dos três controladores na malha de controle de tensão, cada um atuando em cada fase, para esta mesma carga desequilibrada, verifica-se que os valores das tensões terminais após o acionamento da carga, ficaram dentro da faixa permissível de regulação de tensão, conforme é apresentado na Figura 4.9.

Figura 4.8 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador.

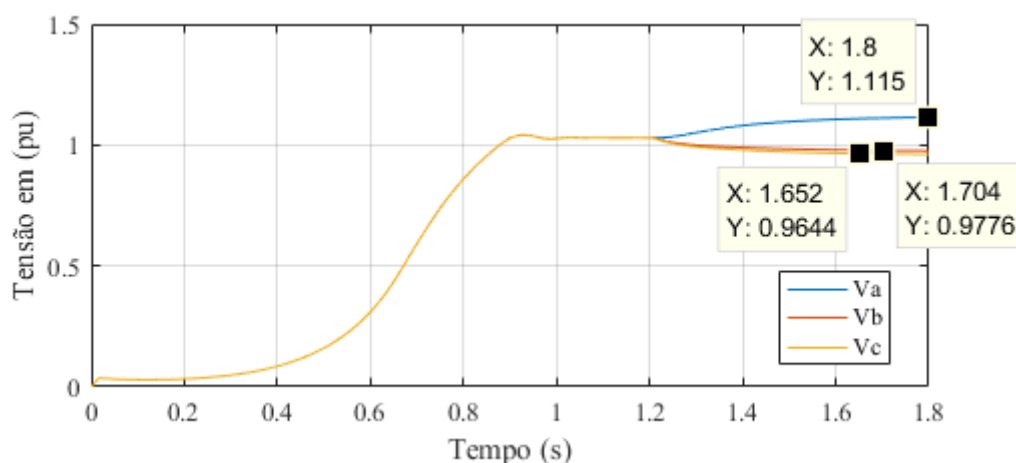
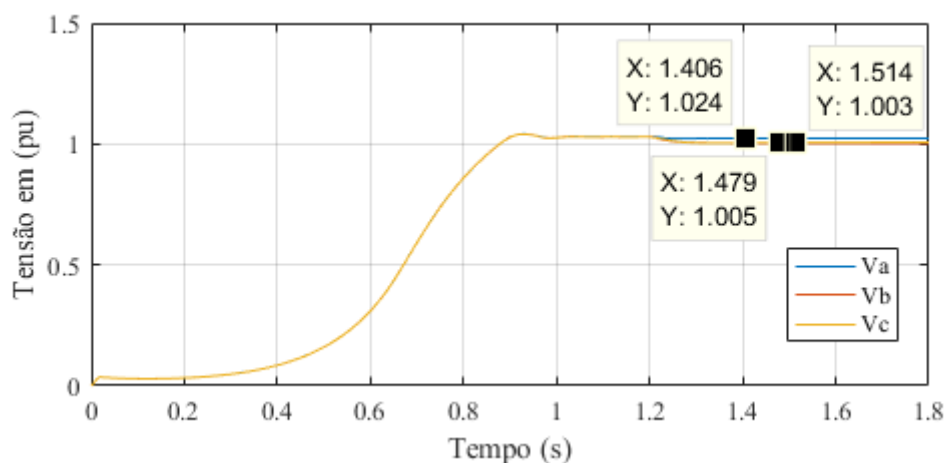


Figura 4.9 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando os três controladores.

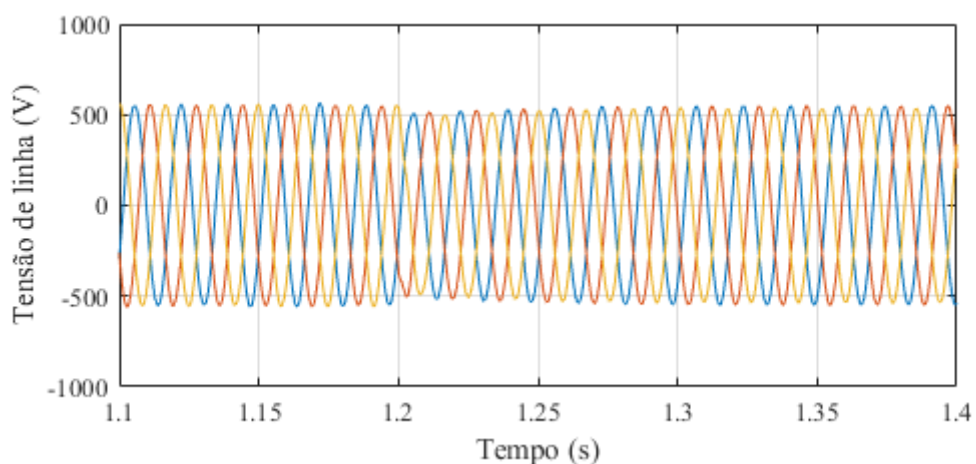


As formas de onda da tensão de linha e da tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga, são apresentadas nas Figuras 4.10, a partir do chaveamento da carga, após 1,2 [s]. Verifica-se que as tensões de linha e de fase apresentam uma boa simetria perante o desequilíbrio imposto pela carga. A Figura 4.10 (b) dá a impressão que a amplitude da fase *a* está bem mais elevada que as demais, entretanto ampliando esta figura para faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s], conforme apresentado na Figura 4.10 (c), nota-se

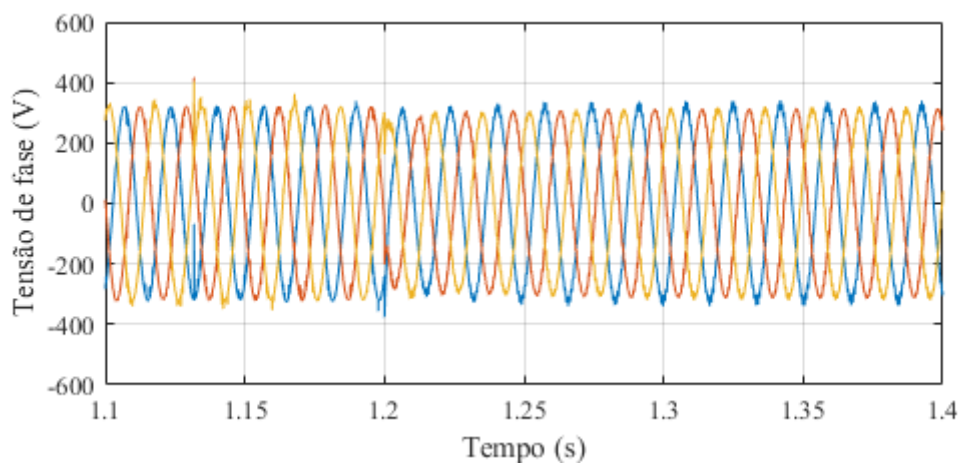
que esta elevação é devido ao ruído de alta frequência proveniente do chaveamento, mesmo assim não afetou de forma significativa a forma de onda desta tensão, se comparada com as demais.

Figura 4.10 – Formas de onda de tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga desequilibrada; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]; (d) Corrente na carga.

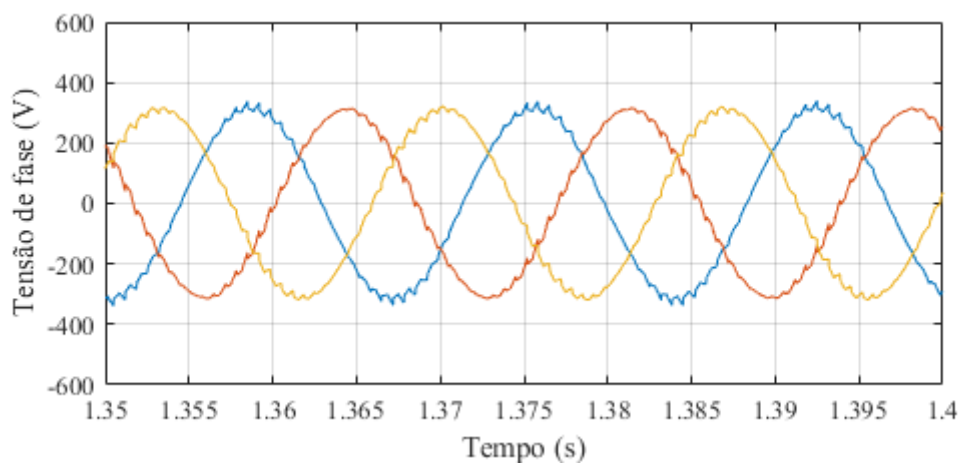
(a)



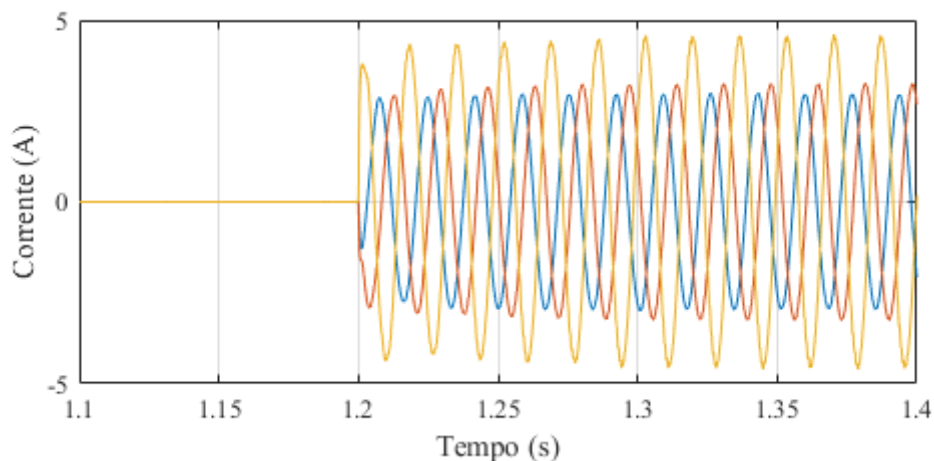
(b)



(c)

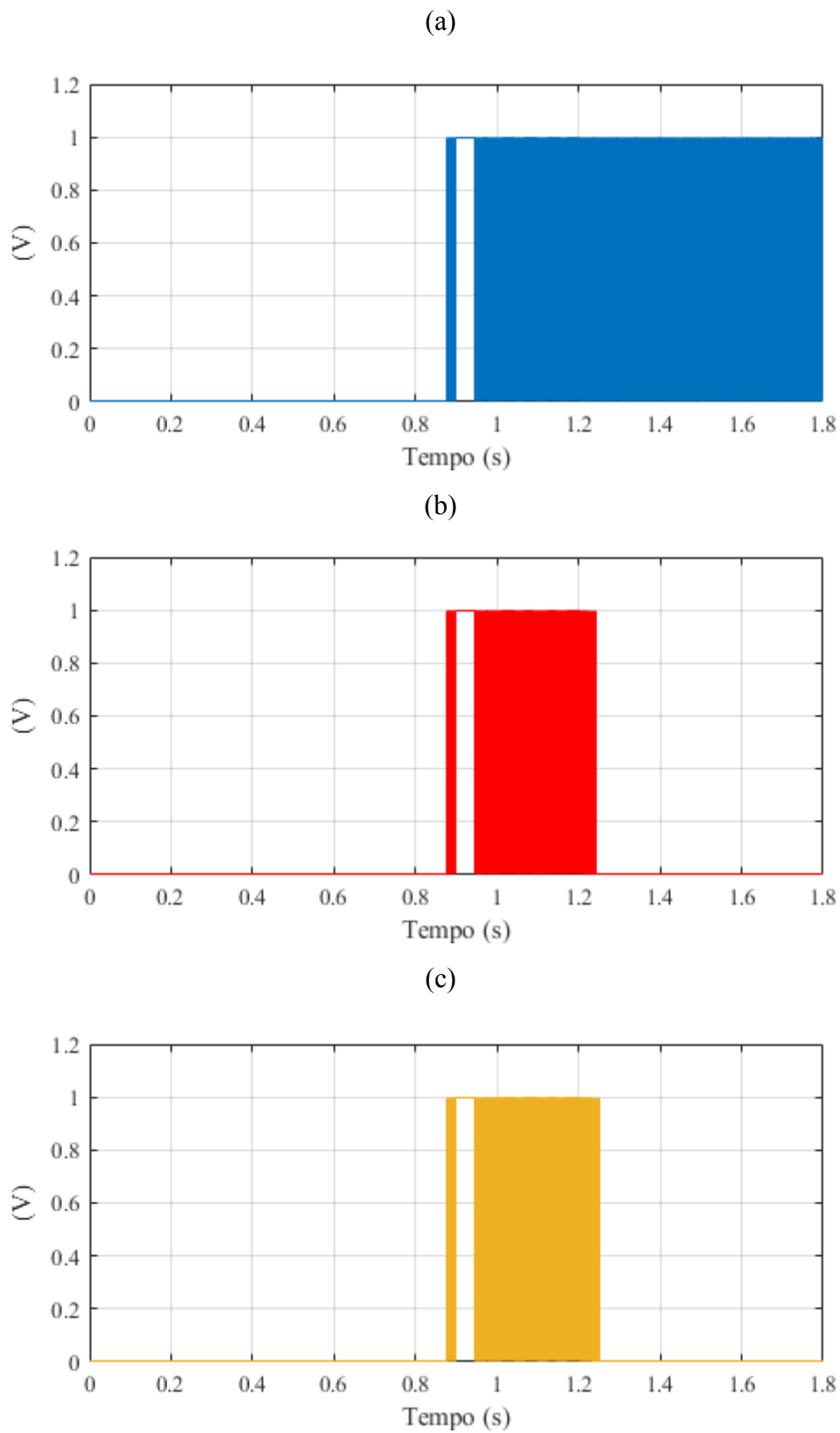


(d)



Os sinais PWM aplicados nos interruptores bidirecionais das fases *a*, *b* e *c* são apresentados respectivamente na Figura 4.11. Analisando a Figura 4.8, nota-se que ocorreu a extrapolação da faixa permissível de regulação de tensão, quando o GITAE está operando apenas com um controlador na estrutura de seu regulador de tensão. Assim, durante a operação com o regulador de tensão com três controladores, estes atuaram de forma mais efetiva em seus sinais PWM, de uma forma que é visível na Figura 4.11. Neste caso, verifica-se que após o acionamento da carga, o controlador da fase *a* manteve um certo *duty cycle* no seu sinal PWM, enquanto que nas fases *b* e *c*, seus respectivos controladores mantiveram o sinal em nível baixo, para haver um acréscimo de tensão nestas fases do gerador e assim compensar o desequilíbrio, a fim de tentar manter as tensões dentro da faixa permissível de regulação de tensão.

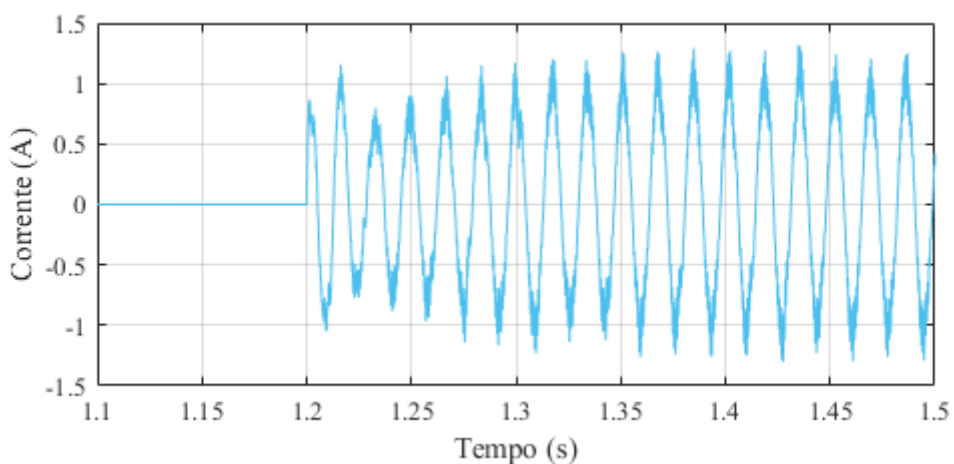
Figura 4.11 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.



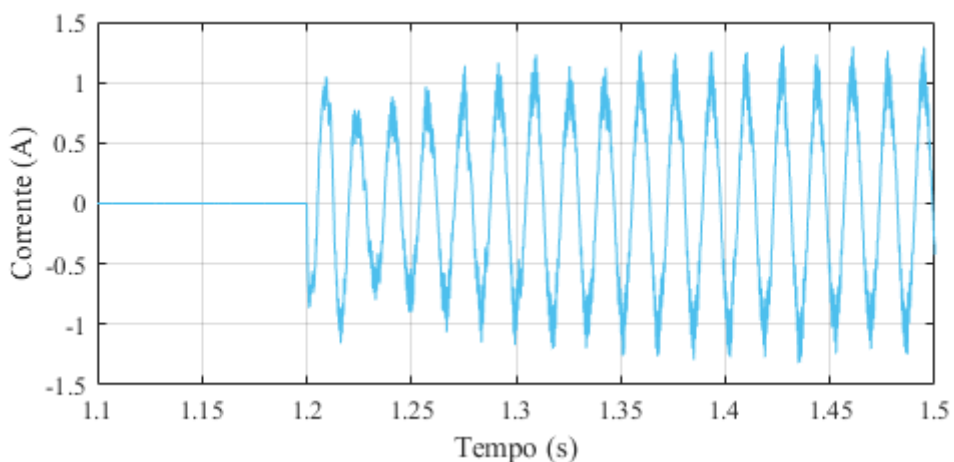
Devido a carga ser desequilibrada, surge a circulação de corrente em seu neutro e no neutro dos reatores do regulador. Entretanto, pela atuação do regulador de tensão, estas correntes se tornam defasadas entre si de 180° e se anulam, passando a não existir circulação de corrente no neutro do GITAE, como é apresentado na Figura 4.12 (c).

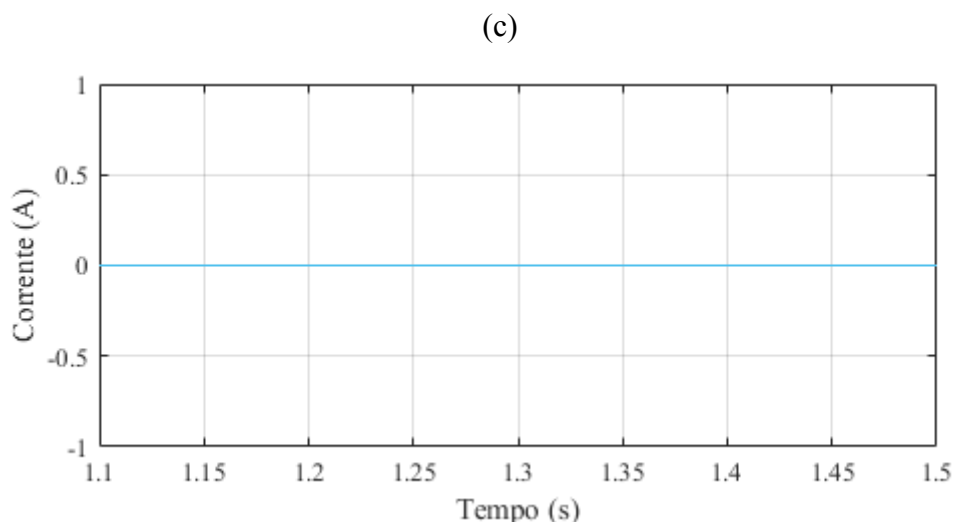
Figura 4.12 – Corrente no neutro da carga, corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão e corrente no neutro do gerador de indução; (a) Corrente no neutro da carga; (b) Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão; (c) Corrente no neutro do gerador.

(a)



(b)





4.3.1.2 Carga trifásica desequilibrada conectada em delta

Neste caso, foi utilizado uma carga com a mesma potência da situação anterior. Entretanto, esta carga foi conectada em delta, e teve seu valor de tensão nominal alterado para tensão de 380 [V]. A Figura 4.13 apresenta o perfil da tensão terminal do gerador de indução em (pu) para a carga conectada em delta, com o gerador utilizando apenas um regulador na malha de controle de tensão, verifica-se que mesmo para esta condição de desequilíbrio a tensão terminal do GITAE ainda ficou dentro da faixa permissível de regulação.

Para as mesmas condições de carga, o perfil da tensão terminal do gerador de indução em (pu) pode ser visto na Figura 4.14, onde é considerado a utilização da metodologia do regulador de tensão proposto para cargas desequilibradas, ou seja, a utilização de três controladores independentes na malha de controle de tensão do regulador. Neste caso, as tensões das três fases ficam praticamente com o mesmo valor, dentro da faixa de regulação de tensão, o que mostra o bom desempenho do regulador com três controladores.

Figura 4.13 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador.

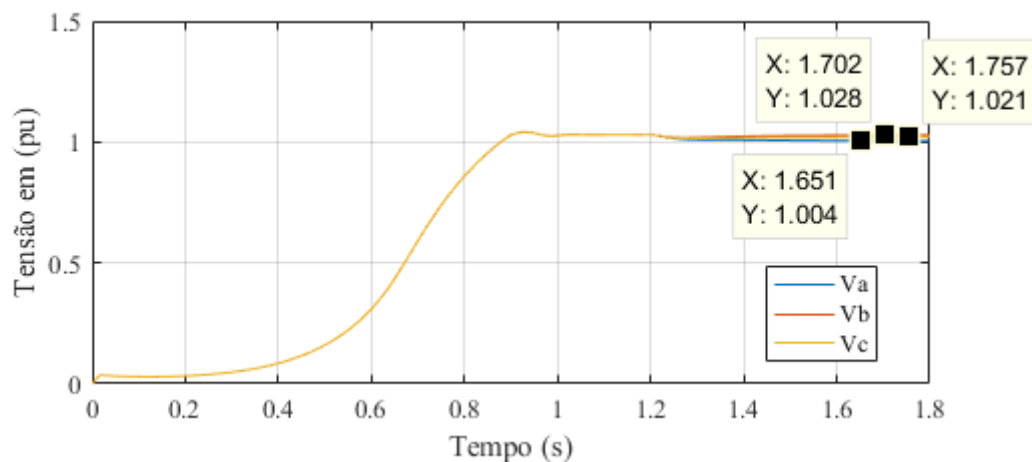
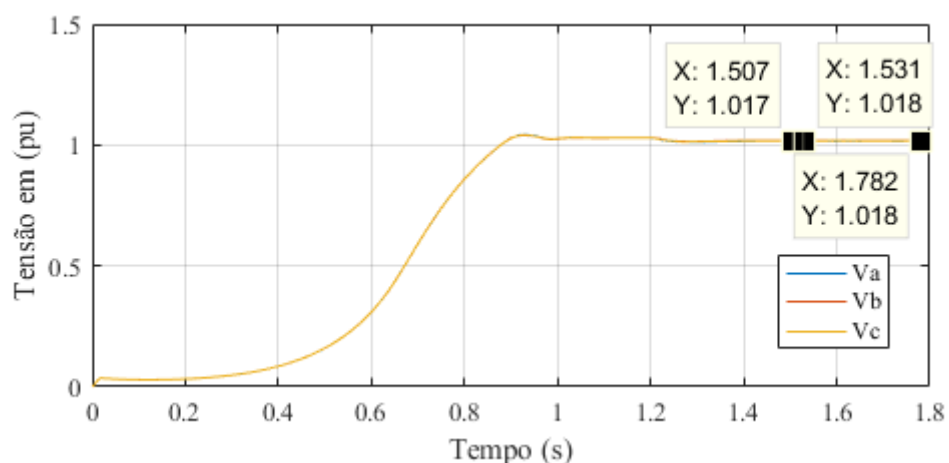


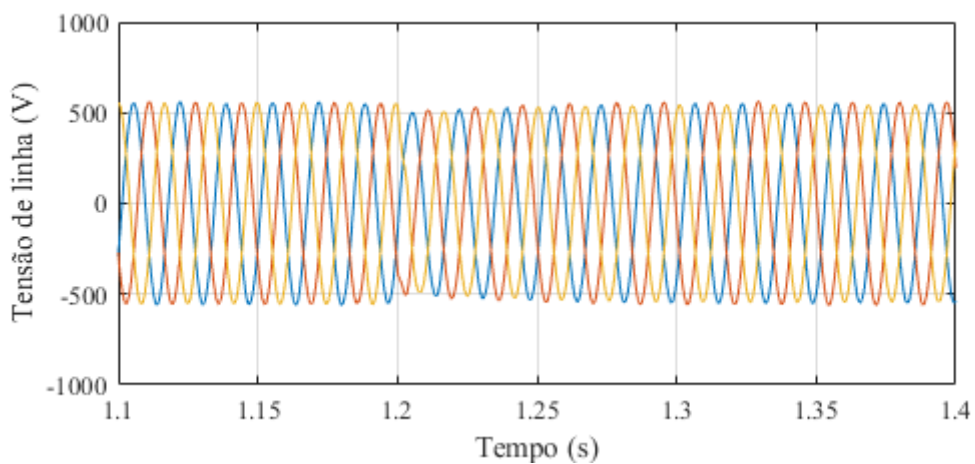
Figura 4.14 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando três controladores.



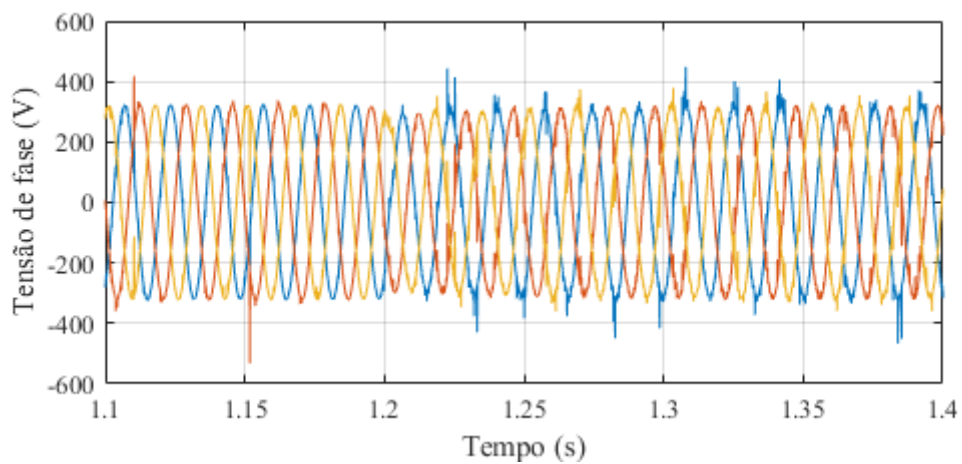
Novamente, as formas de onda da tensão de linha e da tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga, são apresentadas nas Figuras 4.15, a partir do chaveamento da carga, após 1,2 [s]. Verifica-se que as tensões de linha e de fase também apresentaram uma boa simetria perante o desequilíbrio imposto pela carga. A Figura 4.15 (c) é uma ampliação da Figura 4.15 (b) para faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s], permitindo uma melhor visualização das formas de onda das tensões de fase do gerador. Nota-se, que estas formas de onda apresentaram uma excelente simetria, apesar de conter alguns ruídos, mas nada que comprometa o bom desempenho do regulador. A Figura 4.15 (d) apresenta as formas de onda das correntes desequilibradas impostas pela carga, verifica-se um desequilíbrio de corrente considerável entre as correntes das fases *a* e *c* em relação a corrente da fase *b*.

Figura 4.15 – Formas de onda de tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga desequilibrada; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]. (d) Corrente na carga.

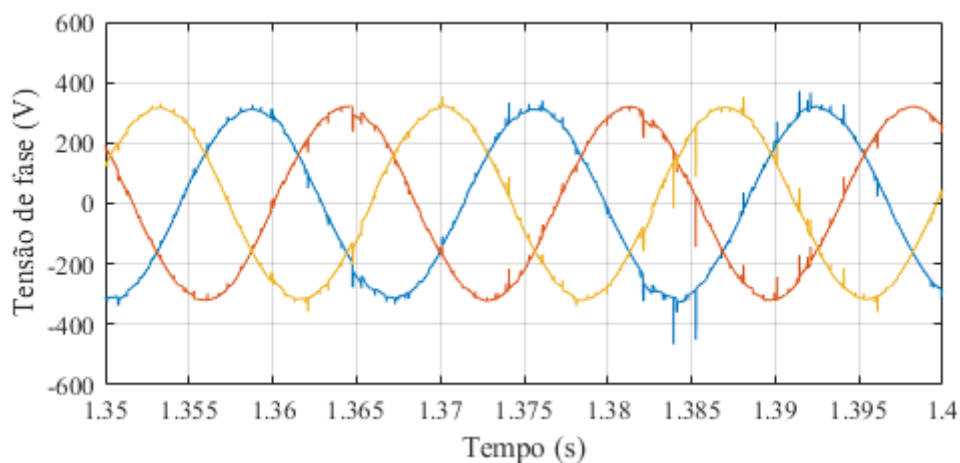
(a)



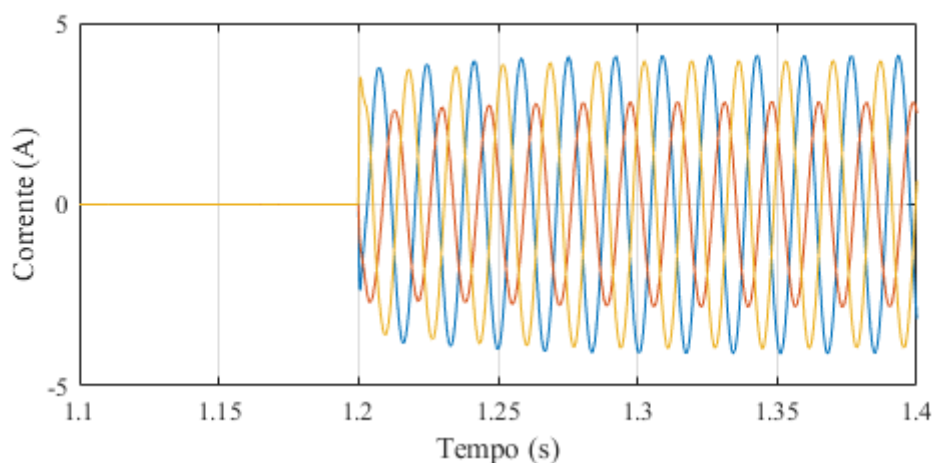
(b)



(c)



(d)



Os sinais PWM aplicados nos interruptores bidirecionais das fases *a*, *b* e *c* são apresentados respectivamente na Figura 4.16. Analisando a Figura 4.13, mesmo para a atuação do regulador de tensão com um controlador, o gerador de indução apresentou um perfil de tensão pouco desequilibrado até satisfatório. Assim, no funcionamento do regulador de tensão com os três controladores, os sinais PWM gerados terão modulações diferente entre si, mas nada tão efetivo, pois os três controladores não precisam compensar tanto as tensões entre cada fase.

Devido a carga ser conectada em delta, existe apenas a conexão do neutro dos reatores e o neutro do gerador. Devido a atuação do regulador, não surge a circulação de corrente no neutro dos reatores, assim, também não haverá circulação de corrente no neutro do gerador, como pode ser visto na Figura 4.17.

Figura 4.16 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.

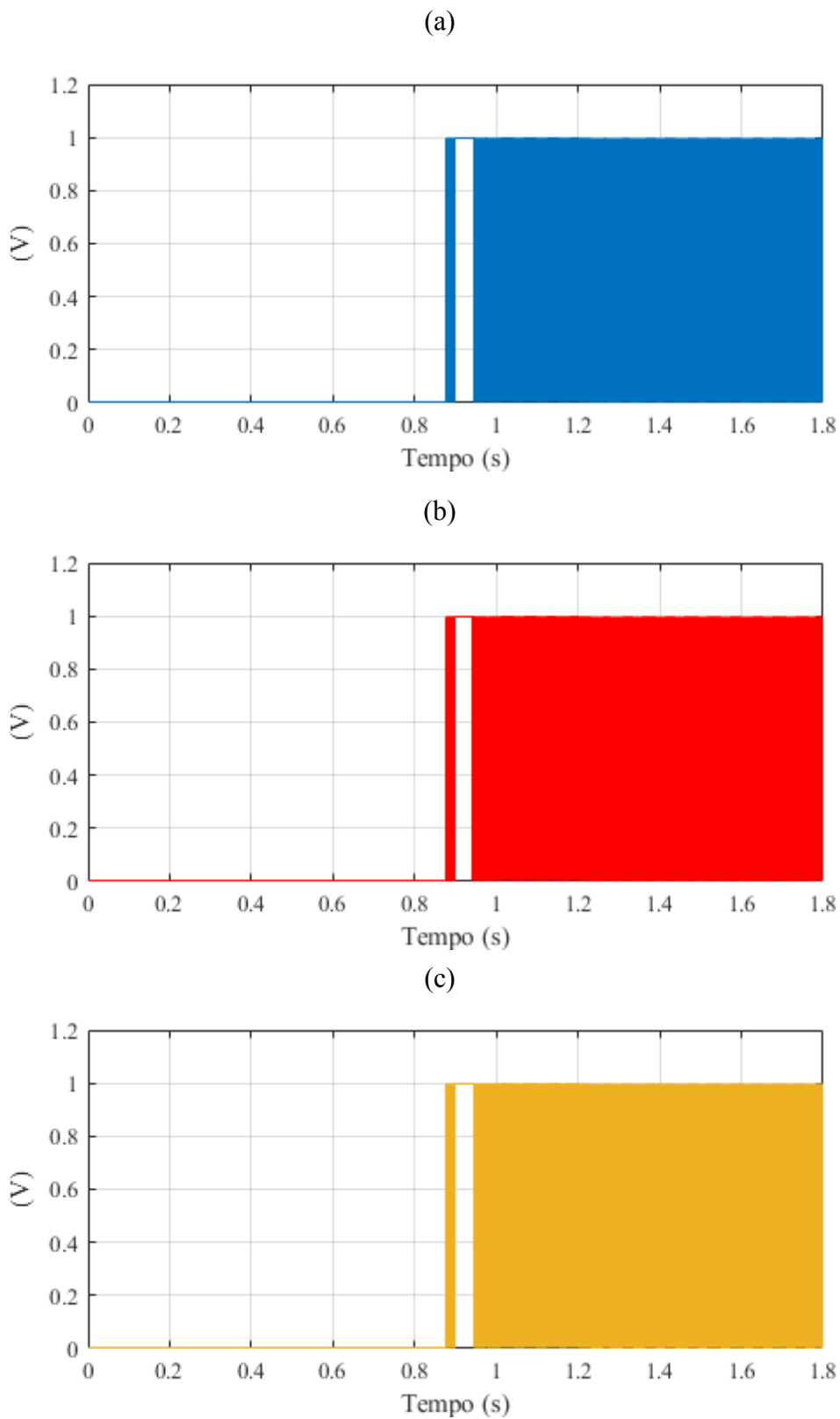
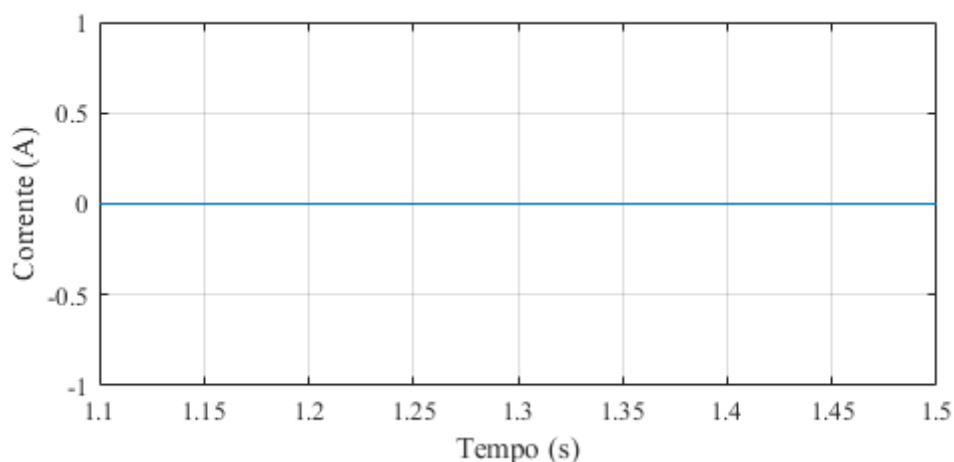


Figura 4.17 – Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão e no neutro do gerador de indução.



4.3.1.3 Carga bifásica

Neste caso, considerando uma condição mais severa em relação aos casos anteriores, foi conectada uma carga bifásica entre as fases *a* e *b* do gerador, com potência complexa de $600 + j200$ [VA] em 380 V. A Figura 4.18 apresenta o perfil da tensão terminal do gerador de indução em (pu) quando é levado em conta a utilização de apenas um controlador na malha de controle de tensão do regulador. Verifica-se que, o valor de tensão na fase *c* está no valor limite de regulação de tensão aceitável.

Para as mesmas condições de carga, o perfil da tensão terminal do gerador de indução em (pu) também pode ser visto na Figura 4.19, onde é considerado a utilização dos três controladores independentes na malha de controle de tensão do regulador. Verifica-se, novamente que está proposta, proporciona um bom desempenho no controle da tensão terminal do GITAE diante de carga bifásica, onde as tensões terminais ficaram com valores muito próximos e dentro da faixa permissível de regulação de tensão.

Figura 4.18 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador.

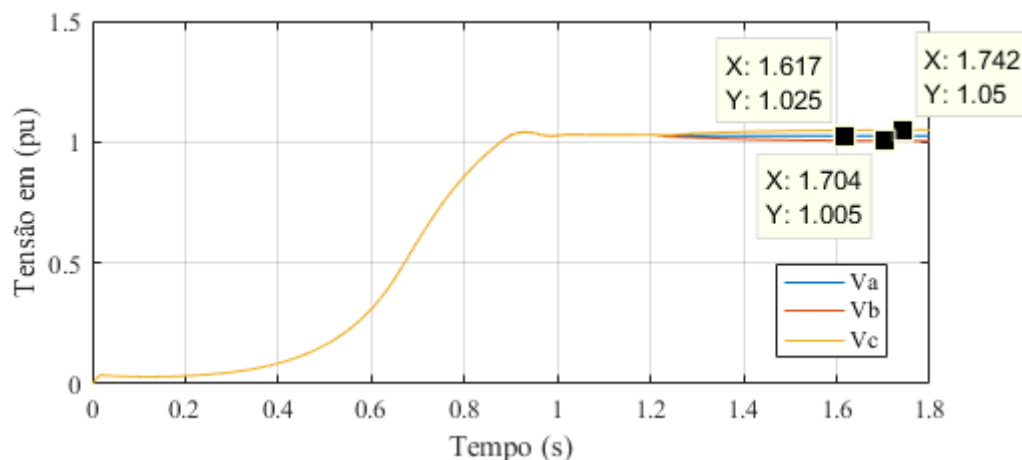
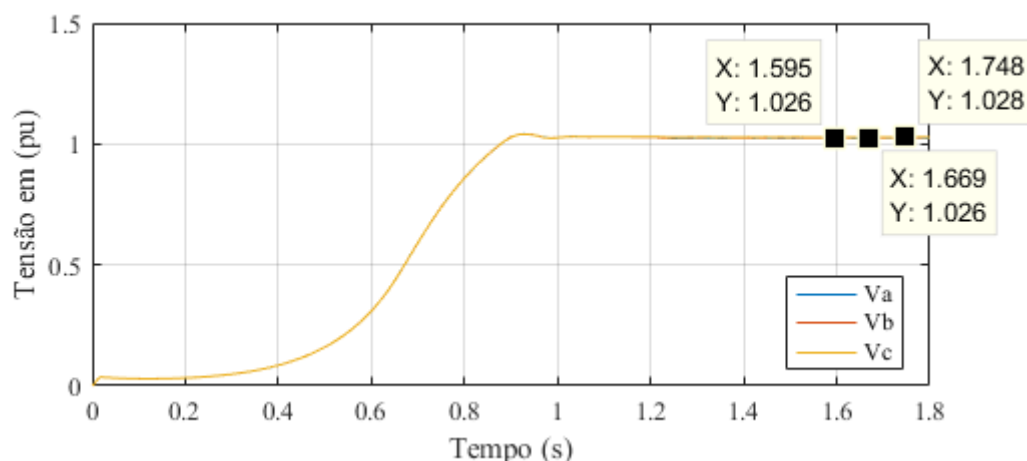


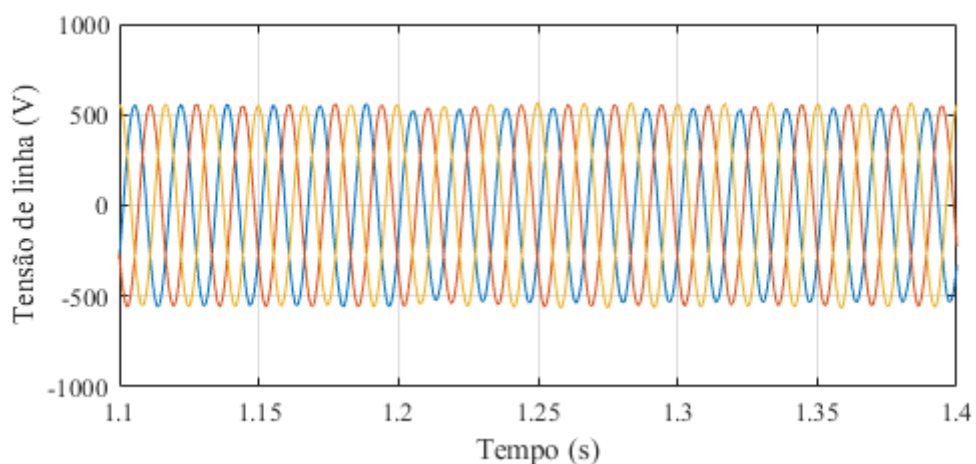
Figura 4.19 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando os três controladores.



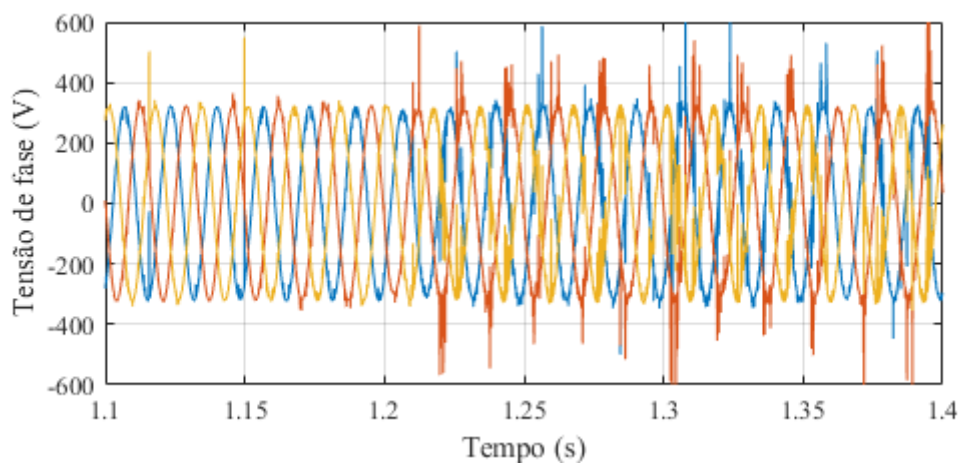
As formas de onda de tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga, são apresentadas nas Figuras 4.20. Em relação aos casos anteriores, devido a carga ser bifásica, nota-se uma maior presença de ruídos, devido a operação do regulador de tensão, conforme é apresentado na Figura 4.20 (c), mas mesmo para esta condição mais severa de carga, o regulador de tensão proposto possibilitou que o gerador de indução apresentasse um bom perfil de regulação de tensão. A Figura 4.20 (d), apresenta as formas de onda das correntes nas fases *a* e *b*.

Figura 4.20 – Formas de onda da tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga bifásica; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]; (d) Corrente na carga.

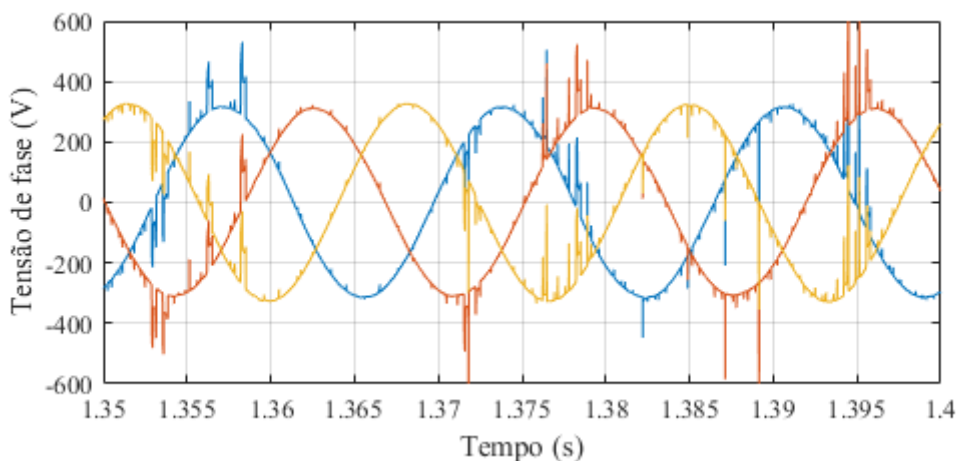
(a)



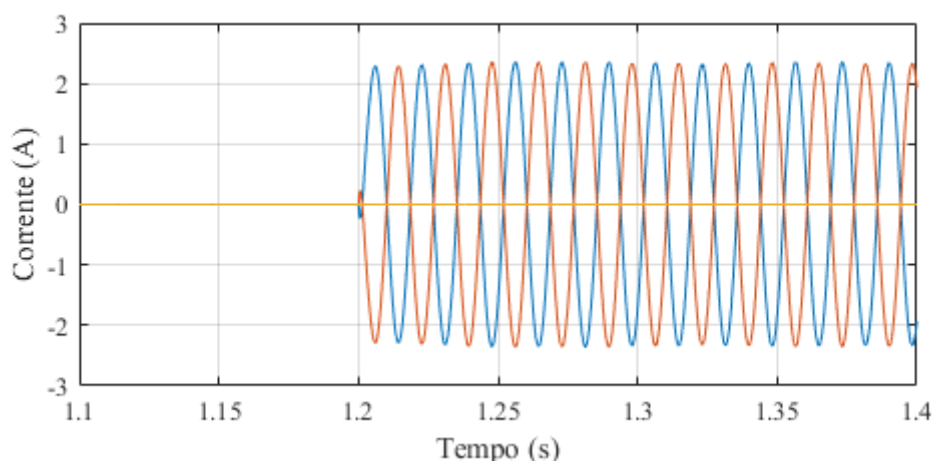
(b)



(c)



(d)



Como não houve uma extrapolação no perfil da tensão terminal do gerador no caso da atuação do regulador de tensão com um controlador, durante a operação do GITAE com o regulador com três controladores, os sinais PWM gerador foram convenientemente modificados com larguras de pulso diferentes entre si, mas nada tão significativo. O sinal PWM aplicado nos interruptores bidirecionais das fases *a*, *b* e *c* são apresentados respectivamente na Figura 4.21.

Devido a carga ser bifásica e não ter conexão ao neutro dos reatores e o neutro do gerador, pela atuação do regulador tensão, não surge a circulação de corrente no neutro dos reatores, e também não havendo circulação de corrente no neutro do gerador de indução, conforme apresentado na Figura 4.22.

Figura 4.21 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.

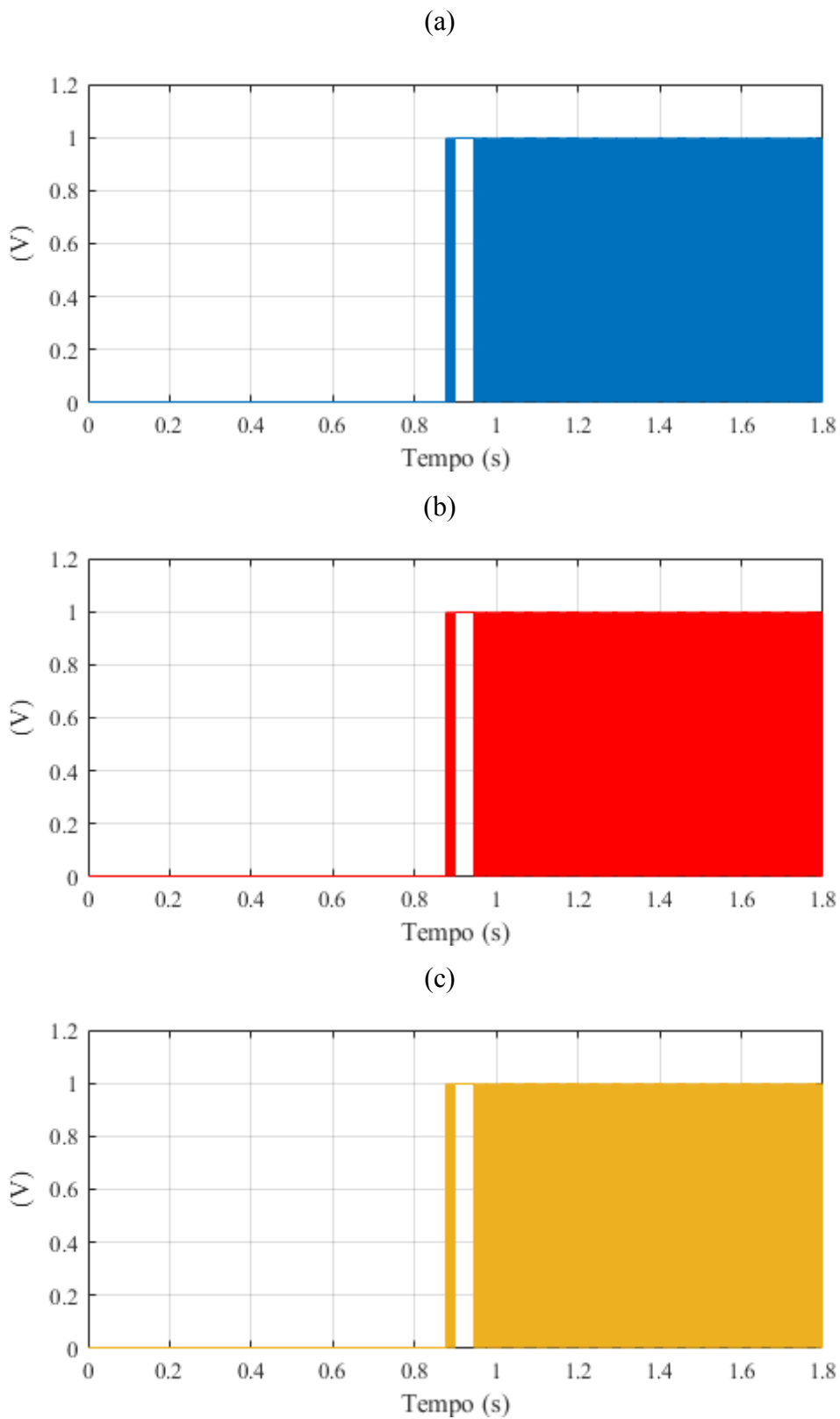
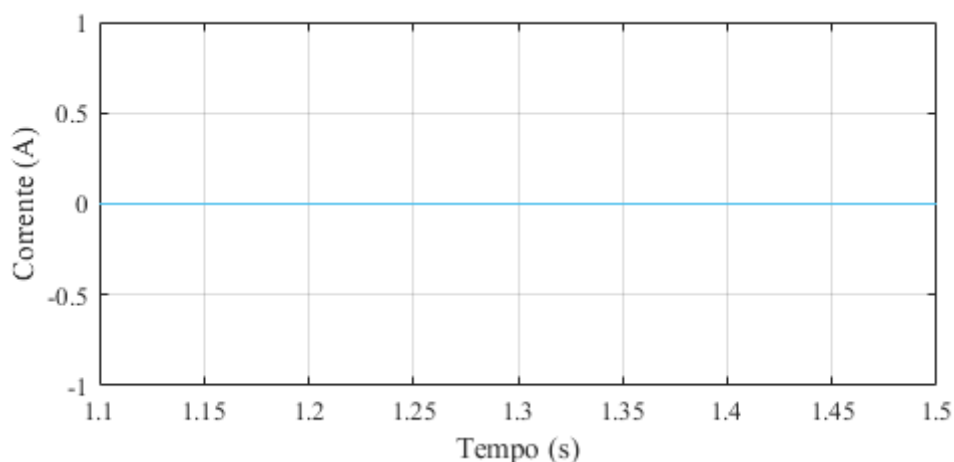


Figura 4.22 – Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão e no neutro do gerador de indução.



Destaca-se, que não é uma condição usual utilizar um gerador trifásico para alimentar apenas cargas bifásicas e monofásicas, dependendo destes perfis de carga, adota-se a atualização de um gerador bifásico ou monofásico. Assim, este caso foi considerado apenas para demonstrar o desempenho do regulador de tensão proposto.

4.3.1.4 Carga monofásica

Neste caso foi considerando a condição mais severa em relação a todos os outros casos apresentados, foi conectado uma carga monofásica entre a fase *a* e neutro do gerador, com potência complexa de $300 + j200$ [VA], 220 [V]. A Figura 4.23 apresenta o perfil da tensão terminal do gerador de indução em (pu) quando é levado em conta a utilização de apenas um controlador na malha de controle de tensão do regulador. Analisando a Figura 4.23, verifica-se, que todos os valores de tensão terminal do gerador saíram da faixa de regulação de tensão permissível.

Para as mesmas condições de carga e considerado a utilização dos três controladores independentes na malha de controle de tensão do regulador, obtém-se o resultado do perfil de tensão apresentado na Figura 4.24. Verifica-se, que todos os valores de tensão terminal do gerador mantiveram-se dentro da faixa de regulação de tensão permissível, mostrando novamente o bom desempenho quando se adota os três controladores na estrutura do regulador de tensão.

Figura 4.23 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando um controlador.

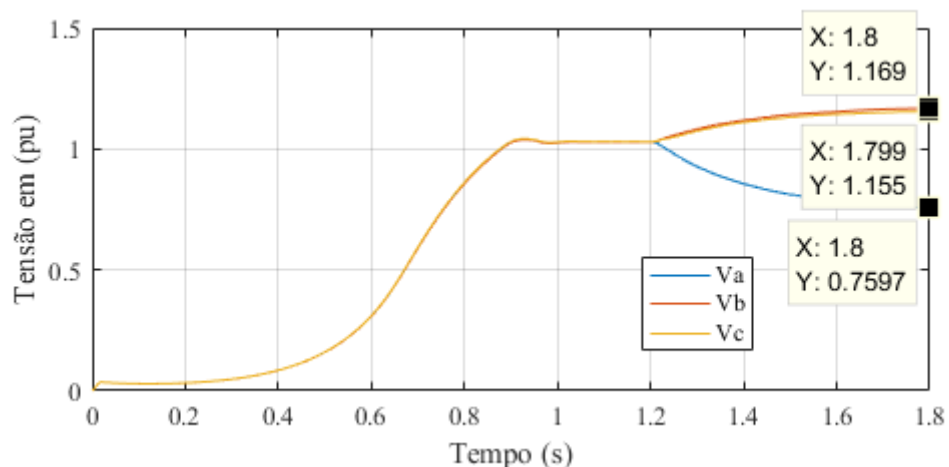
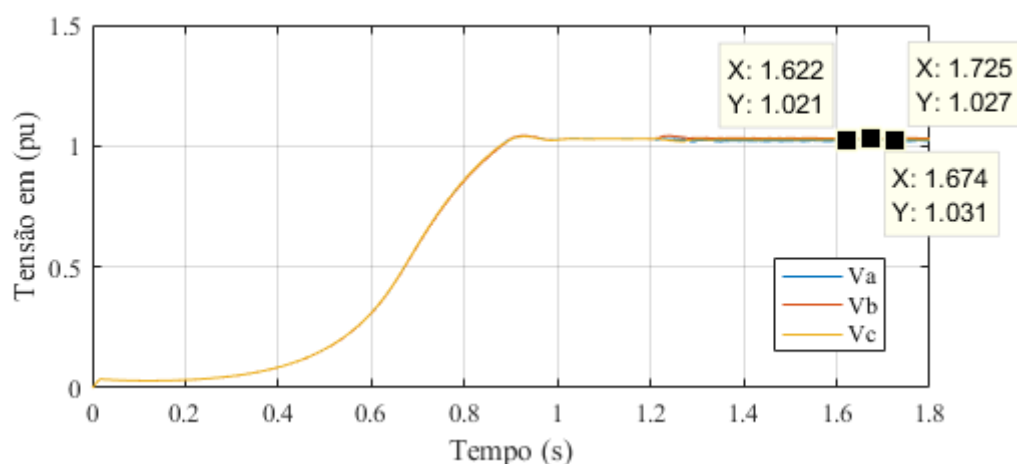


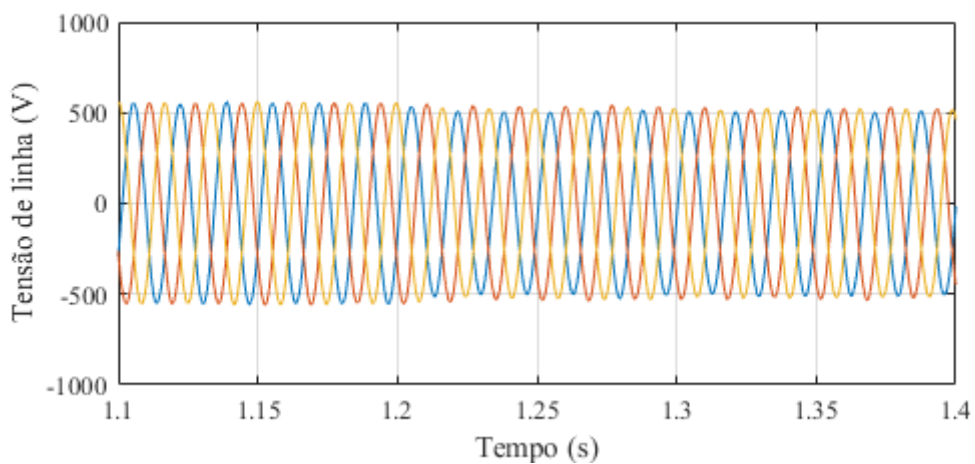
Figura 4.24 – Perfil da tensão terminal do gerador em pu, utilizando os três controladores.



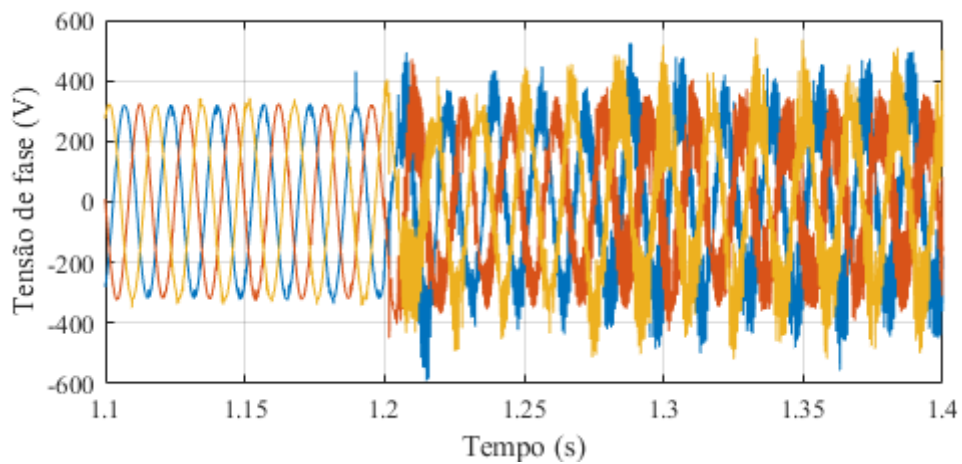
As formas de onda da tensão de linha e da tensão de fase nos terminais do gerador e a corrente na carga, são apresentadas nas Figuras 4.25. No caso da carga monofásica, devido a condição severa imposta pelo elevado grau de desequilíbrio, nota-se que as tensões de fase do gerador passam conter um elevado nível de ruído, como pode ser visto na Figura 4.25(c). Mas como já destacado, este caso foi utilizado apenas para demonstrar o desempenho do regulador de tensão proposto, não sendo uma condição usual de funcionamento quando se utiliza geradores trifásicos.

Figura 4.25 – Formas de onda de tensão de linha e tensão de fase nos terminais do gerador e corrente na carga monofásica; (a) Tensão de linha; (b) Tensão de fase; (c) Formas de onda de tensão de fase ampliada para a faixa de tempo de 1,35 a 1,4 [s]; (d) Corrente na carga.

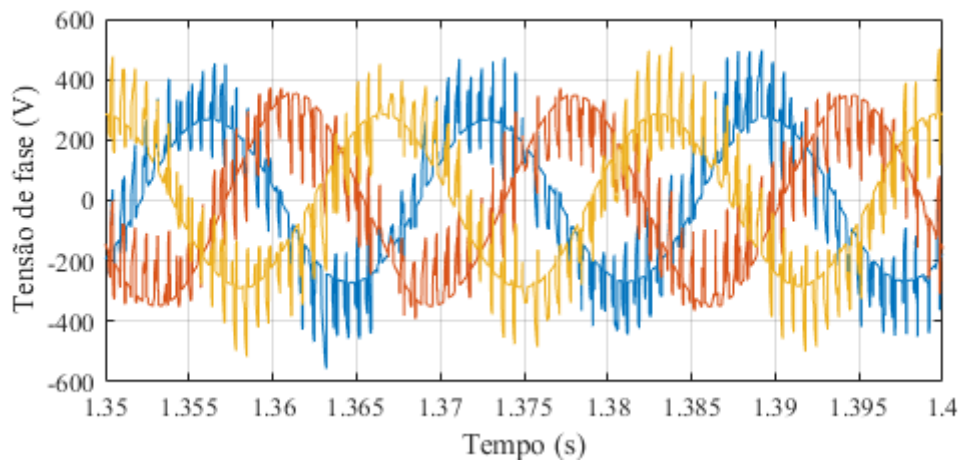
(a)



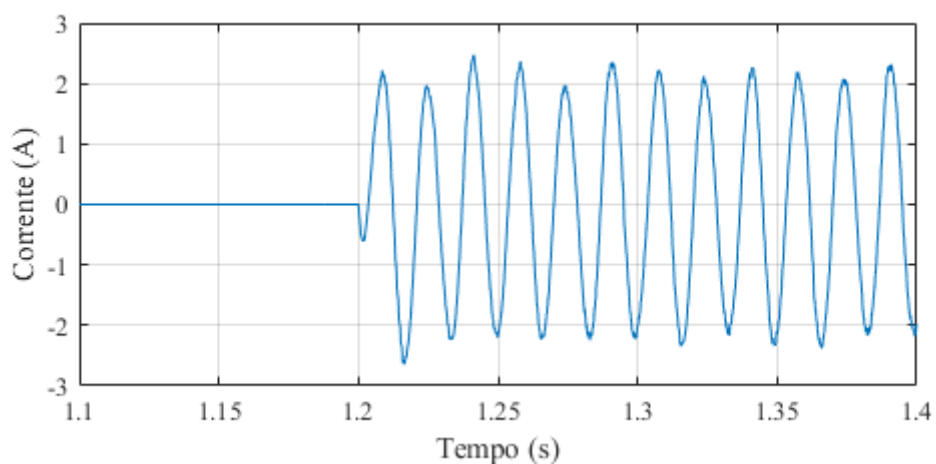
(b)



(c)

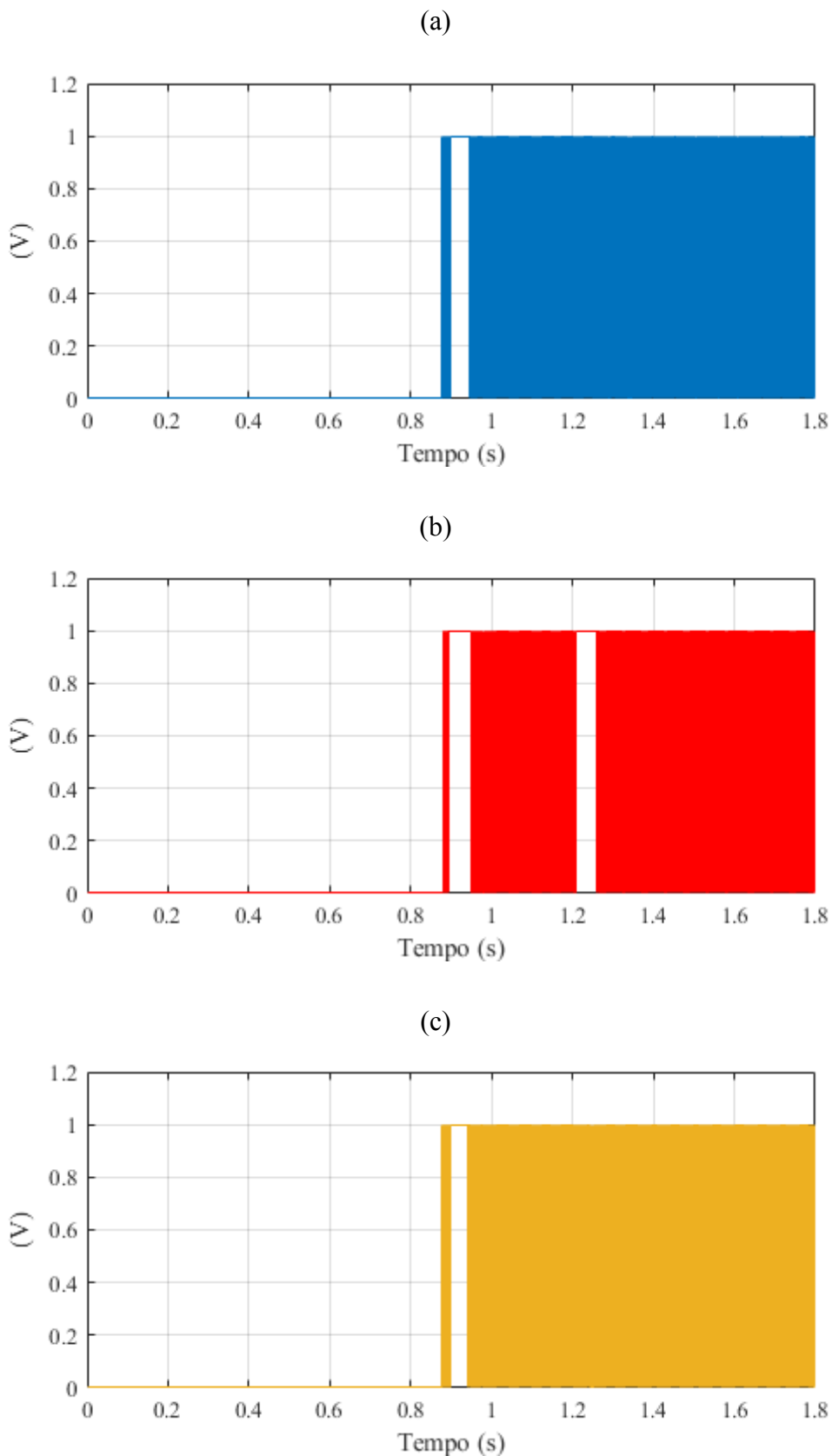


(d)



Como houve uma extrapolação muito grande da faixa de regulação de tensão, na Figura 4.23, quando o GITAE opera com o regulador de tensão proposto, os controladores atuaram de forma efetiva sobre os sinais PWM aplicados nos seus respectivos interruptores bidirecionais, conforme pode ser visto na Figura 4.26.

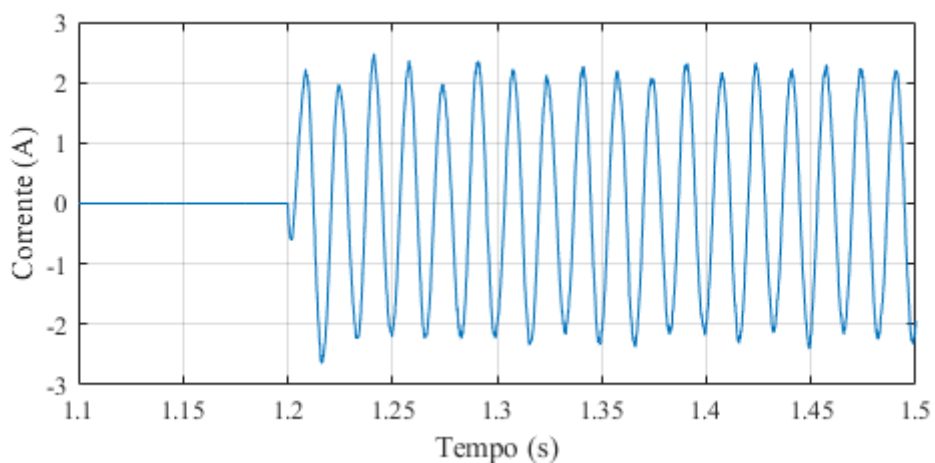
Figura 4.26 – PWM aplicado sobre os interruptores bidirecionais; (a) Fase a; (b) Fase b; (c) Fase c.



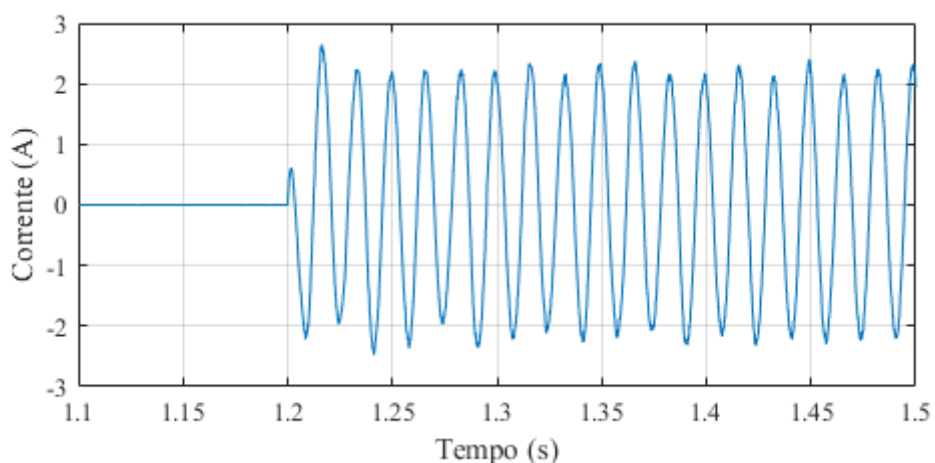
No caso da carga monofásica, seu neutro é conectado ao neutro dos reatores e ao neutro do gerador. Devido a atuação do regulador, a corrente da carga e a corrente do neutro dos reatores do regulador se tornam defasadas entre si de 180° , assim há o cancelamento destas correntes, não havendo a circulação de corrente no neutro do gerador, como pode ser visto na Figura 4.27 (c).

Figura 4.27 – Correntes no neutro da carga, no neutro dos reatores do regulador de tensão e no neutro do gerador de indução; (a) Corrente no neutro da carga; (b) Corrente no neutro dos reatores do regulador de tensão; (c) Corrente no neutro do gerador.

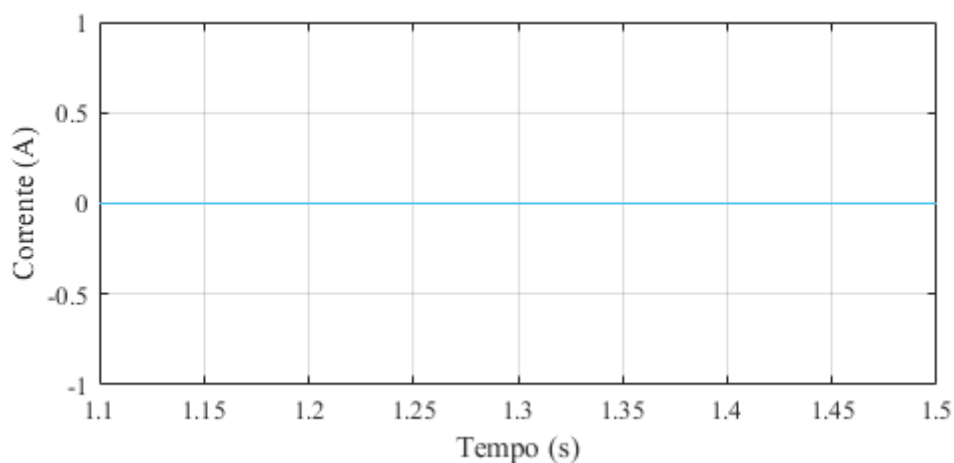
(a)



(b)



(c)



4.3.2 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Após realizar as simulações computacionais para os quatro tipos de cargas desequilibradas consideradas nesta tese, é possível elaborar a Tabela 4.4, que apresenta uma comparação dos resultados do perfil da tensão terminal do GITAE, utilizando a estrutura do regulador de tensão com um controlador (primeira proposta) e com três controladores (segunda proposta).

Tabela 4.4 – Comparação dos resultados do perfil da tensão terminal do GITAE operando com carga desequilibrada, utilizando a estrutura do regulador de tensão com um controlador e com três controladores.

Carga		Valores em (pu) da tensão terminal do GITAE					
		Utilizando a estrutura do regulador de tensão com um controlador			Utilizando a estrutura do regulador de tensão com três controladores		
		Fase <i>a</i>	Fase <i>b</i>	Fase <i>c</i>	Fase <i>a</i>	Fase <i>b</i>	Fase <i>c</i>
Desequilibrada trifásica	Estrela	1,115*	0,9776	0,9644	1,024	1,005	1,003
	Delta	1,004	1,028	1,021	1,017	1,018	1,018
Bifásica		1,025	1,005	1,05	1,026	1,026	1,028
Monofásica		0,7597*	1,169*	1,155*	1,021	1,031	1,027

Os valores com (*) estão fora da faixa de regulação de tensão permissível.

Na Tabela 4.4, os valores destacados com asterisco foram dados para os níveis de tensão que ficaram fora da faixa de regulação de tensão adotada neste trabalho ($0,95 \leq V_i \leq 1,05$). Já os demais valores foram para os níveis de tensão que ficaram dentro da faixa de regulação de tensão. Observa-se que a proposta de utilizar três controladores na estrutura do regulador de tensão do GITAE permitiu que o mesmo apresentasse todos

valores dentro da faixa de regulação de tensão, com uma melhor simetria entre as amplitudes de tensões das três fases. Assim, diante do exposto, verifica-se que os resultados encontrados nesta proposta apresentaram valores desejáveis para o desempenho do regulador de tensão.

4.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou os resultados da simulação computacional e do teste experimental do regulador de tensão proposto para gerador de indução que alimenta carga equilibrada e, posteriormente, os resultados computacionais do regulador de tensão proposto para o gerador de indução que alimenta carga desequilibrada. No caso dos testes com carga desequilibrada, a inserção de filtros na estrutura do regulador contribuirá com a eliminação dos ruídos presentes nas formas de onda de tensão de fase. Sendo que a condição de desequilíbrio imposta pela carga bifásica e monofásica são mais severas do ponto de vista da recuperação da tensão terminal do gerador se comparado com as cargas desequilibradas conectadas em estrela e delta.

Em relação a carga monofásica, a condição é similar a um curto-circuito fase terra através de uma impedância. Para este caso, se o regulador não permitisse o controle da tensão por fase, as mesmas ficariam fora dos valores permissíveis de regulação de tensão, conforme foi apresentado na Figura 4.23. Os resultados apresentados para a tensão de fase do gerador nesta situação são melhorados com o aumento do valor da potência reativa do banco de capacitores e do valor da potência dos reatores utilizados no regulador de tensão, permitindo uma maior disponibilidade de energia reativa entre as fases para a compensação. Entretanto, não é viável do ponto de vista econômico realizar tal procedimento, visto que um gerador trifásico não irá ser utilizado exclusivamente para alimentar uma carga monofásica, e esta situação foi apresentada a fim de representar uma situação crítica de funcionamento.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

5.1 CONCLUSÕES

Esta tese apresentou diversas técnicas que são utilizadas para controlar a tensão terminal dos geradores de indução trifásicos autoexcitados. Neste cenário, foram apresentados os trabalhos pioneiros desde Bassett e Potter (1935) e Wagner (1939), até as tecnologias mais recentes empregadas nas últimas décadas, representadas pelos trabalhos de Das e Giribabu (2016) e Mahajan et al. (2017). Neste sentido, observa-se na literatura apresentada, que poucos trabalhos abordam a utilização de interruptores bidirecionais no circuito de potência dos reguladores de tensão para geradores de indução trifásicos autoexcitados, e desta forma esta tese visa contribuir com a inserção de novas propostas de reguladores.

Dando ênfase a máquina de indução com rotor em gaiola, foi apresentada a modelagem matemática e as características de funcionamento desta máquina, para operação como motor e gerador. Para estes dois modos de operação, foram apresentados os circuitos equivalentes, cujos parâmetros são obtidos por meios de ensaios. No caso da operação como gerador de indução autoexcitado, destaca-se que a autoexcitação do gerador depende exclusivamente da combinação apropriada de velocidade, carga e o valor da capacitância de excitação.

Em relação as novas propostas de reguladores de tensão para GITAEs, foram apresentadas as configurações existentes de interruptores bidirecionais, o princípio de funcionamento destes reguladores, juntamente com o modelo matemático desenvolvido com base na primeira proposta. Para tanto, os circuitos de potência das duas propostas tiveram como base a metodologia dos compensadores estáticos de reativo. Entretanto, estes circuitos apresentam estruturas que se diferem em relação as configurações de chaves utilizadas e o número de controladores PID. Visto que a primeira proposta utiliza um controlador, enquanto que a segunda utiliza três, com o intuito de controlar a tensão de forma individual para cada fase do gerador quando este alimenta carga desequilibrada.

Ao analisar os resultados obtidos na primeira proposta, observa-se o bom desempenho que o regulador de tensão ofereceu ao gerador de indução. Destaca-se que mesmo diante da partida direta do motor, o regulador de tensão manteve a tensão terminal do GITAE dentro do valor permissível de regulação de tensão, sem ocorrer o colapso da tensão do sistema analisado. Para este caso, os resultados obtidos por meio de simulação computacional e teste experimental foram importantes para validar o funcionamento deste regulador, devido principalmente à similaridade dos valores encontrados para ambos resultados.

Já para a segunda proposta, os resultados obtidos por meio de simulação computacional mostraram que é possível implementar um regulador que possibilite um bom perfil de tensão para os GITAEs que operam diante de carga desequilibrada. Para este caso, o perfil da tensão terminal do gerador foi analisada frente carga desequilibrada trifásica, bifásica e monofásica. Para as cargas trifásicas, adotou-se nas simulações a conexão em estrela, com ligação ao neutro do gerador, e a conexão em delta. Como são condições usuais de operação para um gerador, considerou-se a carga com distribuição assimétrica de potência entre as fases do mesmo. Realizando as simulações computacionais com o gerador de indução utilizando a estrutura do regulador de tensão com um controlador (primeira proposta) e com três controladores (segunda proposta), verificou-se que a segunda proposta permitiu que o gerador apresentasse todos valores dentro da faixa de regulação de tensão adotada para as duas conexões de cargas analisadas, com valores próximos entre as amplitudes das tensões das três fases. Fato que mostra o bom desempenho desta proposta frente as condições usuais de funcionamento. Neste sentido, objetivando testar o desempenho desta mesma proposta frente as condições não usuais de funcionamento, realizou-se as simulações do gerador alimentando as cargas bifásicas e monofásicas. Mesmo para estes casos, o regulador de tensão com três controladores também permitiu um bom perfil de tensão ao gerador de indução, principalmente ao se comparar com os valores de tensão obtidos para o gerador de indução equipado com o regulador utilizado na primeira proposta.

Desta forma, ao analisar os resultados encontrados, conclui-se que os reguladores de tensão propostos permitiram que o gerador de indução obtivesse perfis de tensão desejáveis frente as condições analisadas. Uma vez que todos os valores de tensão ficaram

dentro da faixa de regulação estabelecida, tanto para a análise com carga dinâmica, quanto para a análise com carga desequilibrada.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como relação aos trabalhos futuros, segue as sugestões:

- Implementação da estrutura de controle dos interruptores bidirecionais no domínio $dq0$ ou $\alpha\beta0$, reduzindo o número de controladores no caso do regulador proposto para operação do GITAE com carga desequilibrada;
 - Desenvolver um regulador de tensão para GITAEs também utilizando interruptores bidirecionais, aplicando controle cruzado para tensão e frequência. De forma que o controle de tensão possa operar de forma conjunta com o controle de frequência (máquina primária). Pois como já destacado, a tensão gerada é diretamente ligada a velocidade imposta pela máquina primária, juntamente com a potência reativa disponibilizada para o gerador.
 - Testar outras técnicas de modulação e controle, além da inserção de filtros nas estruturas dos reguladores apresentados.
 - Desenvolver um regulador de tensão para os GITAEs operar diante de carga desequilibrada utilizando a topologia dos conversores em matriz. Tal estrutura permite trabalhar em uma frequência acima dos 60 Hz, o que contribui para reduzir o tamanho dos reatores utilizados no circuito de potência do regulador.
-

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR5383-1. *Máquinas elétricas girantes Parte 1: Motores de indução trifásicos - Ensaio*. Rio de Janeiro: ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2002.

AHMED, T. *et al.* Terminal voltage regulation characteristics by static var compensator for a three-phase self-excited induction generator. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 40, n. 4, p. 978–988, 2004. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TIA.2004.830783>.

ALESINA, A.; VENTURINI, M.G.B. Analysis and design of optimum-amplitude nine-switch direct AC-AC converters. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 4, n. 1, p. 101–112, 1989. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/63.21879>.

ALGHUWAINEM, S. M. Steady state analysis of an induction generator selfexcited by a capacitor in parallel with a saturable reactor. *Electric Machines & Power Systems*, v. 26, n. 6, p. 617–625, 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/07313569808955845>.

BANSAL, R.C. Three-Phase Self-Excited Induction Generators: An Overview. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 20, n. 2, p. 292–299, jun. 2005. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TEC.2004.842395>.

BANSAL, R.C.; BHATTI, T.S.; KOTHARI, D.P. Bibliography on the application of induction generators in nonconventional energy systems. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 18, n. 3, p. 433–439, set. 2003. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TEC.2003.815856>.

BARKLE, J. E.; FERGUSON, R. W. Induction Generator Theory and Application [includes discussion]. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, v. 73, n. 1, jan. 1954. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/AIEEPAS.1954.4498784>.

BASSETT, E. D.; POTTER, F. M. Capacitive excitation for induction generators. *Electrical Engineering*, v. 54, n. 5, p. 540–545, maio 1935. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/EE.1935.6540048>.

BIM, E. *Máquinas Elétricas e Acionamentos*. 2ª ed. Rio de Janeiro: Elsevier, 2012.

BOLDEA, I. *Variable Speed Generators (The Electric Generators Handbook)*. 1ª ed. Boca Raton: CRC Press, 2005.

BONERT, R.; HOOPS, G. Stand alone induction generator with terminal impedance controller and no turbine controls. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 5, n. 1, p. 28–31, mar. 1990. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/60.50808>.

BONERT, R.; RAJAKARUNA, S. Self-excited induction generator with excellent voltage and frequency control. *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, v. 145, n. 1, p. 33, 1998. Disponível em: <http://doi.org/10.1049/ip-gtd:19981680>.

BOSE, B.K. Power electronics-a technology review. *Proceedings of the IEEE*, v. 80, n. 8, p. 1303–1334, 1992. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/5.158603>.

- BRAGA, A.V. *et al.* Isolated induction generator in a rural Brazilian area: Field performance tests. *Renewable Energy*, v. 83, p. 1352–1361, nov. 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2015.05.057>.
- BRENNEN, Michael B.; ABBONDANTI, Alberto. Static Exciters for Induction Generators. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. IA-13, n. 5, p. 422–428, 1977. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TIA.1977.4503433>.
- CHAPALLAZ, J.M. *et al.* *Manual on Induction Motors Used as Generators*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 1992. Disponível em: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-663-14044-3>.
- CHAUHAN, Y.K.; JAIN, S.K.; SINGH, Bhim. A Prospective on Voltage Regulation of Self-Excited Induction Generators for Industry Applications. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 46, n. 2, p. 720–730, 2010. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TIA.2009.2039984>.
- DALEI, Jyotirmayee *et al.* Fuzzy PI controller for improved voltage regulation in STATCOM based SEIG. dez. 2015, [S.l.]: IEEE, dez. 2015. p. 1–5. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/INDICON.2015.7443154>.
- DANTAS, F. D. *Regulador de Tensão em Corrente Alternada, com Elevado Fator de Potência e Controle Digital Utilizando Dispositivo FPGA*. 2006. 159 f. UNESP, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, 2006.
- DAS, Maloy; GIRIBABU, D. ANFIS controller based STATCOM regulator for self excited induction generator. mar. 2016, [S.l.]: IEEE, mar. 2016. p. 1–6. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/ICPES.2016.7584125>.
- DE CAMPOS, M. C. M. M.; TEIXEIRA, H. C. G. *Controles Típicos de Equipamentos e Processos Industriais*. 2ª ed. São Paulo: Blucher, 2010.
- EKANAYAKE, J.B. Induction generators for small hydro schemes. *Power Engineering Journal*, v. 16, n. 2, p. 61–67, 1 abr. 2002. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1049/pe:20020202>.
- FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY JR., C.; UMANS, S. D. *Máquinas Elétricas - Com Introdução à Eletrônica de Potência*. 6ª ed. Porto Alegre: Bookman, 2006.
- GYUGYI, L. Input Power Factor of AC to AC Power Converters. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. IA-16, n. 4, p. 524–534, jul. 1980. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TIA.1980.4503824>.
- GYUGYI, L. Reactive Power Generation and Control by Thyristor Circuits. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. IA-15, n. 5, p. 521–532, set. 1979. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TIA.1979.4503701>.
- HAQUE, M.H. Comparison of steady state characteristics of shunt, short-shunt and long-shunt induction generators. *Electric Power Systems Research*, v. 79, n. 10, p. 1446–1453, out. 2009. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2009.04.017>.
- IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY. *IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators*. [S.l.: s.n.], 2004. v. 2004. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/IEEESTD.2004.95394>.
-

- JAIN, D.K.; MITTAL, A.P.; SINGH, B. Advanced controlled series compensated self-excited induction generator. 1996, [S.l.]: IEEE, 1996. p. 707–712. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/PEDES.1996.535866>.
- KARSHENAS, H.R.; ABDOLAH, A. Analysis of a voltage regulator for self-excited induction generator employing current-type static compensator. 2001, [S.l.]: IEEE, 2001. p. 1053–1058. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/CCECE.2001.933588>.
- KHAN, P.K.S.; CHATTERJEE, J.K. Modelling and control design for self-excited induction generator with solid-state lead-lag VAR compensator in micro-hydro energy conversion scheme. 1998, [S.l.]: IEEE, 1998. p. 398–401. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TENCON.1998.798187>.
- KRAUSE, P. *et al.* *Analysis of Electric Machinery and Drive Systems*. Hoboken, NJ, USA: John Wiley & Sons, Inc., 2013. Disponível em: <http://doi.wiley.com/10.1002/9781118524336>.
- KRAUSE, P. C.; THOMAS, C. H. Simulation of Symmetrical Induction Machinery. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. 84, n. 11, p. 1038–1053, 1965. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TPAS.1965.4766135>.
- KUO, S.-C.; WANG, L. Analysis of voltage control for a self-excited induction generator using a current-controlled voltage source inverter (CC-VSI). *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, v. 148, n. 5, p. 431, 2001. Disponível em: <http://doi.org/10.1049/ip-gtd:20010477>.
- LEONHARD, W. *Control of Electrical Drives*. 3^a ed. Berlim: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2001.
- MAHAJAN, S. *et al.* Analysis and control of induction generator supplying stand-alone AC loads employing a Matrix Converter. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, v. 20, n. 2, p. 649–661, abr. 2017. Disponível em: <http://doi.org/10.1016/j.jestch.2017.02.006>.
- MAKKY, A.; EL-LATIF, N. A. Integral-cycle control with a d.c. chopper controller for single-phase induction motor. *Electric Power Systems Research*, v. 40, n. 2, p. 91–98, fev. 1997. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0378-7796\(96\)01133-9](https://doi.org/10.1016/S0378-7796(96)01133-9).
- MISHRA, R.K.; SINGH, B.; VASANTHA, M.K. Voltage regulator for an isolated self-excited cage induction generator. *Electric Power Systems Research*, v. 24, n. 2, p. 75–83, ago. 1992. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/0378-7796\(92\)90073-A](https://doi.org/10.1016/0378-7796(92)90073-A).
- MORA, E. S. *et al.* The effect of induction generators on the transient stability of a laboratory electric power system. *Electric Power Systems Research*, v. 61, n. 3, p. 211–219, abr. 2002. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0378-7796\(02\)00005-6](https://doi.org/10.1016/S0378-7796(02)00005-6).
- NOVOTNY, D.W.; GRITTER, D.J.; STUDTMANN, G.H. Self-excitation in inverter driven induction machines. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. 96, n. 4, p. 1117–1125, jul. 1977. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TPAS.1977.32430>.
- OOI, B.T.; DAVID, R.A. Induction-generator/synchronous-condenser system for wind-turbine power. *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, v. 126, n. 1, p. 69, 1979. Disponível em: <http://doi.org/10.1049/piee.1979.0012>.
-

- PALWALIA, D. K. STATCOM based voltage and frequency regulator for self excited induction generator. dez. 2013, [S.l.]: IEEE, dez. 2013. p. 102–107. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/ICEESE.2013.6895051>.
- PARK, R. H. Two-reaction theory of synchronous machines generalized method of analysis-part I. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 48, n. 3, p. 716–727, 1929. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/T-AIEE.1929.5055275>.
- PINGPING, Gong *et al.* PI-PSO algorithm based voltage controller of STATCOM for self-excited induction generator. jul. 2015, [S.l.]: IEEE, jul. 2015. p. 4349–4354. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/ChiCC.2015.7260313>.
- PONANANTHI, V.; KUMAR, B. Rajesh. Three-phase statcom controller using D-Q frame theory for a three-phase SEIG feeding single phase loads. fev. 2015, [S.l.]: IEEE, fev. 2015. p. 926–931. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/ECS.2015.7125050>.
- RAMIREZ, J. M.; MONTALVO, E. T. An Electronic Load Controller for the Self-Excited Induction Generator. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 22, n. 2, p. 546–548, jun. 2007. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TEC.2007.895392>.
- SERBAN, I.; MARINESCU, C. Aggregate load-frequency control of a wind-hydro autonomous microgrid. *Renewable Energy*, v. 36, n. 12, p. 3345–3354, dez. 2011. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2011.05.012>.
- SILVA, F. B.; VANÇO, W. E.; DA SILVA GONÇALVES, F. A.; *et al.* A proposal for the study of voltage sag in isolated synchronous generators caused by induction motor start-up. *Electric Power Systems Research*, v. 140, p. 776–785, nov. 2016. Disponível em: <http://doi.org/10.1016/j.epsr.2016.05.008>.
- SILVA, F. B. *et al.* Application of bidirectional switches in the development of a voltage regulator for self-excited induction generators. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 98, p. 419–429, jun. 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2017.12.025>.
- SILVA, F. B.; VANÇO, W. E.; GONCALVES, F. A. S.; *et al.* Experimental Analysis of Harmonic Distortion in Isolated Induction Generators. *IEEE Latin America Transactions*, v. 14, n. 3, p. 1245–1251, mar. 2016. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TLA.2016.7459605>.
- SILVA, F. B.; VANÇO, W. E.; DA SILVA GONCALVES, F. A.; *et al.* Influence of Load in Performance of the Static Excitation Control of Synchronous Generator. *IEEE Latin America Transactions*, v. 14, n. 4, p. 1766–1773, abr. 2016. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TLA.2016.7483513>.
- SIMÕES, M. G.; FARRET, F. A. *Modeling and Analysis with Induction Generators*. 3^a ed. Boca Raton: CRC Press, 2015.
- SINGH, B.; MURTHY, S. S.; CHILUPI, R. S. R. STATCOM-Based Controller for a Three-Phase SEIG Feeding Single-Phase Loads. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 29, n. 2, p. 320–331, jun. 2014. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TEC.2014.2299574>.
- SINGH, B.; MURTHY, S.S.; GUPTA, S. Analysis and Design of Electronic Load Controller for Self-Excited Induction Generators. *IEEE Transactions on Energy*
-

Conversion, v. 21, n. 1, p. 285–293, mar. 2006a. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TEC.2005.847950>.

SINGH, B.; MURTHY, S.S.; GUPTA, S. Analysis and Design of STATCOM-Based Voltage Regulator for Self-Excited Induction Generators. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 19, n. 4, p. 783–790, dez. 2004. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TEC.2004.827710>.

SINGH, B.; MURTHY, S.S.; GUPTA, S. STATCOM-Based Voltage Regulator for Self-Excited Induction Generator Feeding Nonlinear Loads. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 53, n. 5, p. 1437–1452, out. 2006b. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/TIE.2006.882008>.

SINGH, Bhim *et al.* Implementation of modified current synchronous detection method for voltage control of self-excited induction generator. *IET Power Electronics*, v. 8, n. 7, p. 1146–1155, 1 jul. 2015. Disponível em: <http://doi.org/10.1049/iet-pel.2014.0718>.

SINGH, Bhim; KASAL, Gaurav Kumar. Neural network-based voltage regulator for an isolated asynchronous generator supplying three-phase four-wire loads. *Electric Power Systems Research*, v. 78, n. 6, p. 985–994, jun. 2008. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2007.07.005>.

SINGH, Bhim; SHILPAKAR, L.B. Analysis of a novel solid state voltage regulator for a self-excited induction generator. *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, v. 145, n. 6, p. 647, 1998. Disponível em: <http://doi.org/10.1049/ip-gtd:19982357>.

SINGH, G.K. Self-excited induction generator research—a survey. *Electric Power Systems Research*, v. 69, n. 2–3, p. 107–114, maio 2004. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2003.08.004>.

SINGH, M. *et al.* Stand alone power generation by 3 ϕ asynchronous generator: A comprehensive survey. dez. 2012, [S.l.]: IEEE, dez. 2012. p. 1–14. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/ICPCES.2012.6508085>.

SINGH, S.P.; JAIN, M.P.; SINGH, B. Steady-state analysis of a self-excited induction generator with an AC-DC conversion scheme for small-scale generation. *Electric Power Systems Research*, v. 20, n. 2, p. 95–104, fev. 1991. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/0378-7796\(91\)90054-Q](https://doi.org/10.1016/0378-7796(91)90054-Q).

SINGLA, Natasha; PAHWA, Vivek. Dynamic performance of three phase self excited induction generator using STATCOM for improved voltage regulation. dez. 2015, [S.l.]: IEEE, dez. 2015. p. 1–6. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/RAECS.2015.7453418>.

TAKEI, M.; NAITO, T.; UENO, K. The reverse blocking IGBT for matrix converter with ultra-thin wafer technology. 2004, [S.l.]: IEEE, 2004. p. 156–159. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/ISPSD.2003.1225253>.

WAGNER, C. F. Self-excitation of induction motors. *Electrical Engineering*, v. 58, n. 2, p. 47–51, fev. 1939. Disponível em: <http://doi.org/10.1109/EE.1939.6431777>.

WHEELER, P.W. *et al.* Matrix converters: a technology review. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 49, n. 2, p. 276–288, abr. 2002. Disponível em:

<http://doi.org/10.1109/41.993260>.

APÊNDICE A

DIMENSIONAMENTO DO BANCO DE CAPACITORES UTILIZADO NA AUTOEXCITAÇÃO

Para a especificação do banco de capacitores utilizados na autoexcitação do gerador de indução, necessita-se dos parâmetros da máquina, e estes são obtidos da Tabela 4.1. Segundo Chapallaz et al. (1992), para calcular a capacitância do banco de capacitores a serem ligados em paralelo com o gerador de indução utiliza-se a equação dada por:

$$C_{\Delta fase} = \frac{Q_g}{3 \times V_{fase}^2 \times 2 \times \pi \times f} \quad (A.1)$$

Onde:

Q_g é a potência reativa absorvida como gerador;

V_{fase} é a tensão de fase;

Inicialmente, encontra-se a energia reativa que a máquina de indução consome enquanto opera como motor, sendo dada por:

$$Q_m = \frac{P_n}{\eta_m} \times \tan(\cos^{-1}(\phi_m)) \quad (A.2)$$

Onde:

P_n é a potência mecânica nominal;

η_m é o rendimento do motor;

ϕ_m é o ângulo do fator de potência.

De posse da equação (A.2) e da Figura A.1, calcula-se a potência reativa do gerador, esta fica em função da potência nominal da máquina quando funcionava como motor. Sendo dada por:

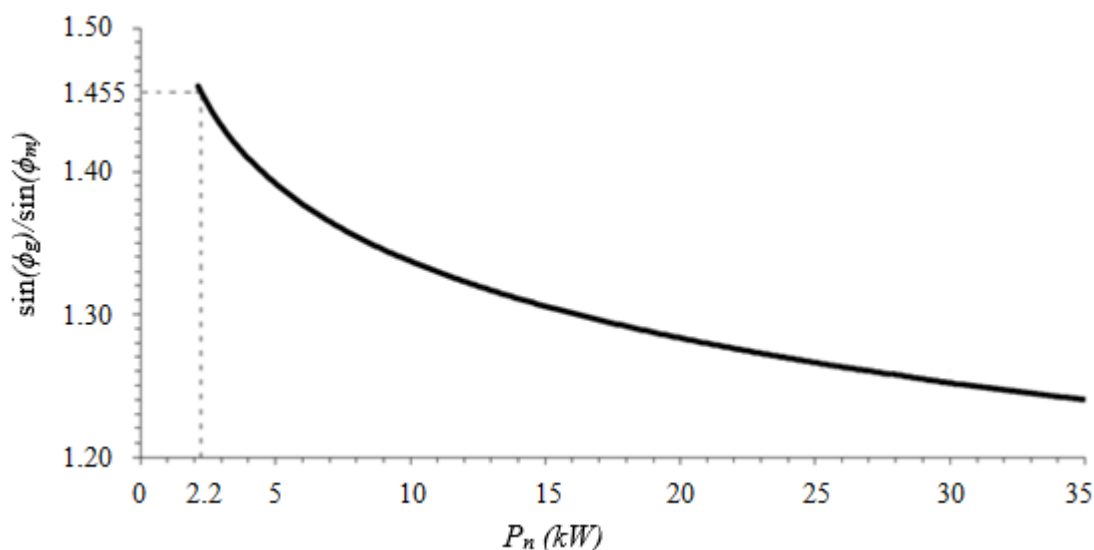
$$Q_g = \frac{\text{sen}(\phi_g)}{\text{sen}(\phi_m)} \times Q_m \quad (A.3)$$

Pelos dados apresentados na Tabela 4.1, e substituindo os valores das variáveis na equação (A.2), tem-se:

$$Q_m = \frac{3 \times 736}{0,793} \times \tan(\cos^{-1}(0,85)) = 1725,6 \text{ [var]}$$

Entrando com o valor da potência nominal do motor (2,2 kW) no eixo das abcissas, encontra-se o valor da relação $\sin(\phi_g)/\sin(\phi_m)$, sendo este valor de 1,455.

Figura A.1 – Relação entre a potência do motor (P_n) e $\sin(\phi_g)/\sin(\phi_m)$.



Fonte: Adaptado de (CHAPALLAZ *et al.*, 1992).

Assim, utilizando estes valores na equação (A.3), tem-se:

$$Q_g = 1,455 \times 1725,6 \cong 2511 \text{ [var]}$$

Considerando os valores comerciais de bancos de capacitores, escolhe $Q_g = 2,5$ [kvar]. Substituindo este valor de potência reativa e as demais variáveis na equação (A.1), tem-se:

$$C_{\Delta \text{ fase}} = \frac{2500}{3 \times 380^2 \times 2 \times \pi \times 60} = 15,3 \text{ [\mu F]}$$

Se for levado em conta que durante o funcionamento do gerador de indução a vazio toda parcela do consumo de energia reativa é feita pela reatância de magnetização ($X_m = 79,47 \Omega$), verifica-se que a potência reativa mínima consumida pelo gerador pode ser dada por:

$$Q = 3 \left(\frac{V_{fase}^2}{X_m} \right) = 3 \left(\frac{220^2}{79,47} \right) = 1827,10 \text{ [var]} \quad (\text{A.4})$$

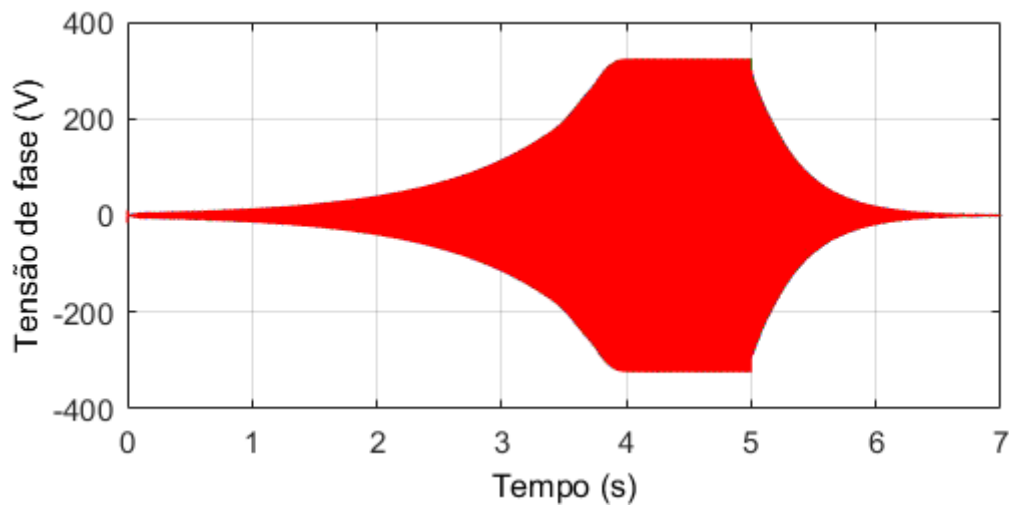
Que corresponde a um capacitor com o seguinte valor de capacitância:

$$C_{\Delta fase} = \frac{1827,10}{3 \times 380^2 \times 2 \times \pi \times 60} \cong 11,19 \text{ } [\mu F]$$

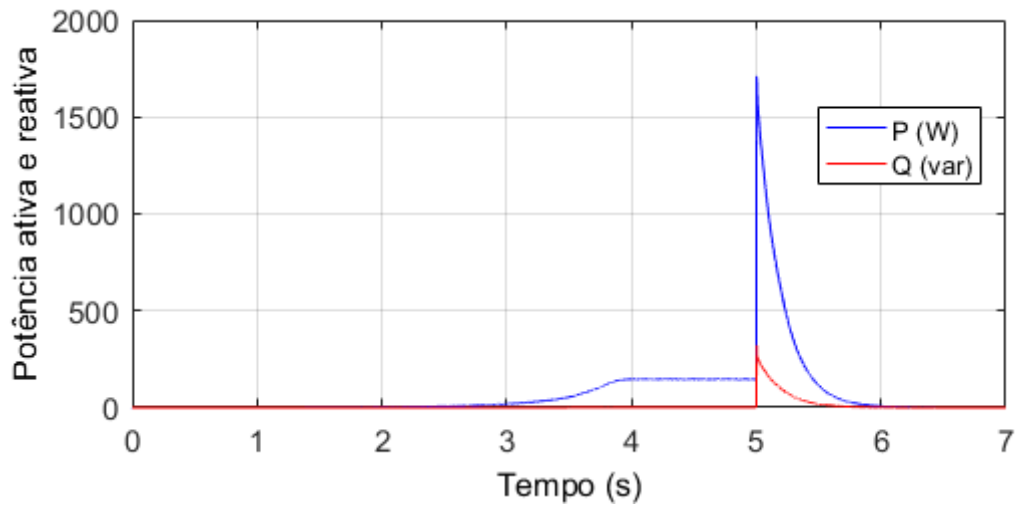
Entretanto, este valor de energia reativa mínima permite o funcionamento do gerador de indução apenas a vazio e o acionamento de alguma carga pode levar a desmagnetização e o colapso da tensão terminal do gerador, como apresentado nos resultados da Figura A.2. Neste caso, no instante de 5 [s] é acionada uma carga trifásica com impedância complexa de $78,27 + j13 \text{ } [\Omega]$.

Figura A.2 – Processo de autoexcitação do gerador de indução com o banco de 1827,1 [var] e acionamento de uma carga no instante 5 [s]; (a) Perfil da tensão de fase do gerador; (b) Potência ativa e reativa consumida pela carga.

(a)



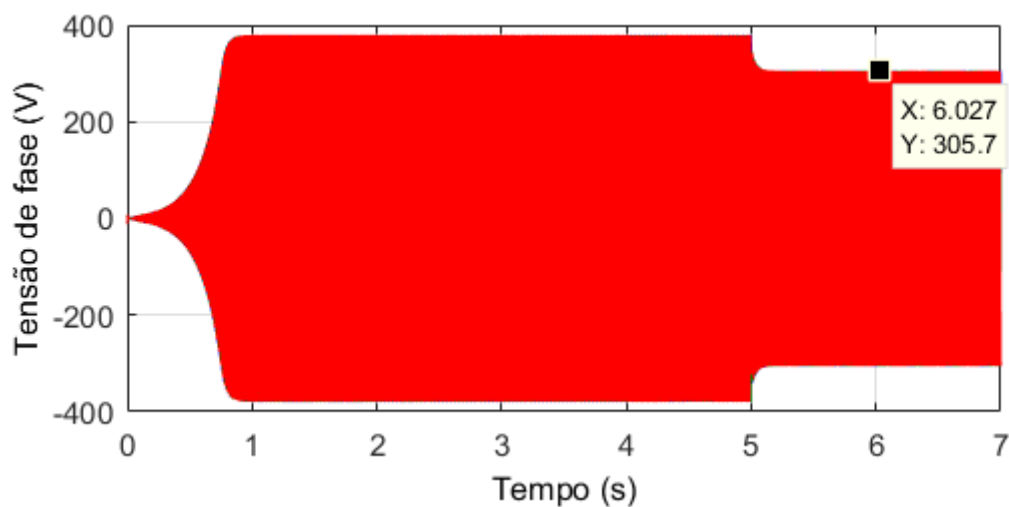
(b)



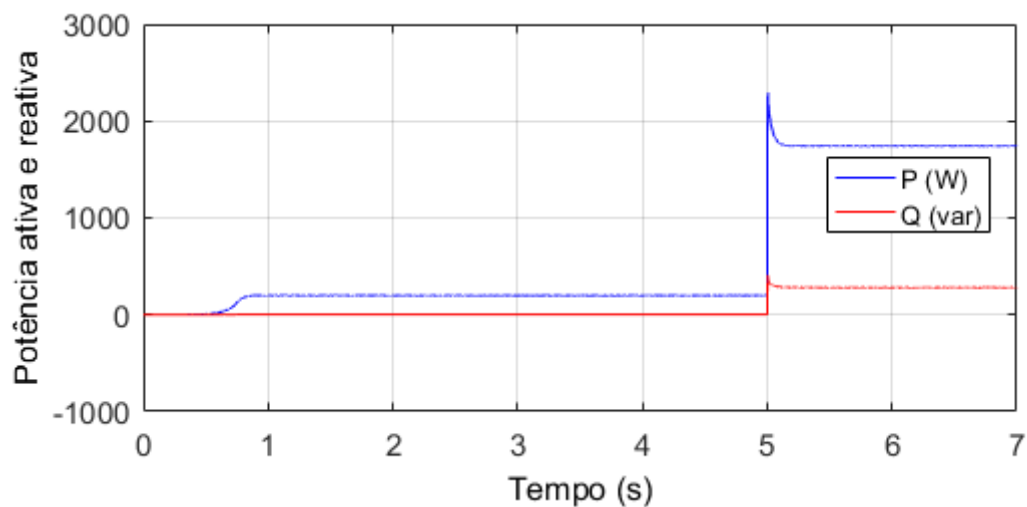
Para a mesma condição do acionamento de carga da situação anterior, verifica-se que o banco de capacitores dimensionado segundo Chapallaz et al. (1992), de potência de 2,5 [kvar] é suficiente para permitir a autoexcitação do gerador de indução e alimentar a pequena parcela de potência reativa consumida pela carga, sem causar a desmagnetização e o colapso da tensão terminal do gerador. Os resultados do perfil da tensão por fase e da potência consumida pela carga acionada são apresentados na Figura A.3.

Figura A.3 – Processo de autoexcitação do gerador de indução com o banco de 2500 [var] e acionamento de uma carga no instante 5 [s]; (a) Perfil da tensão de fase do gerador; (b) Potência ativa e reativa consumida pela carga.

(a)



(b)



Na Figura A.3 (a) nota-se que com o banco de 2,5 [kvar] o processo de autoexcitação do gerador de indução é mais rápido. Como a carga consome uma parcela de potência reativa do banco, a tensão após o chaveamento estabiliza no valor de 305,7 [V] de pico, que equivale ao valor eficaz de 216,16 [V].

Assim, para os casos onde existe a conexão de cargas indutivas significativas no barramento do gerador deve-se adicionar o excedente de potência reativa ao valor especificado. Assim, este valor de potência reativa, permite autoexcitar o gerador de indução e fornecer o excedente para as cargas indutivas. Para as condições de pouco consumo de potência reativa, todo o excedente é consumido de forma controlada pelos reatores do regulador de tensão do gerador de indução, mantendo a tensão terminal do gerador dentro da faixa de tensão permissível.