

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA  
CENTRO DE TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**ANÁLISE E CONTROLE DE AEROGERADORES  
COM CONVERSOR PLENO DURANTE  
AFUNDAMENTOS DE TENSÃO**

TESE DE DOUTORADO

Ivan Jorge Gabe

Santa Maria, RS, Brasil

2012

**ANÁLISE E CONTROLE DE AEROGERADORES  
COM CONVERSOR PLENO DURANTE  
AFUNDAMENTOS DE TENSÃO**

por

**Ivan Jorge Gabe**

Tese apresentada ao Curso de Doutorado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em Controle de Processos, da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM, RS), como requisito parcial para obtenção do grau de  
**Doutor em Engenharia Elétrica.**

**Orientador: Prof. Humberto Pinheiro, Ph.D.**

**Santa Maria, RS, Brasil**

**2012**

---

©2012

Todos os direitos autorais reservados a Ivan Jorge Gabe. A reprodução de partes ou do todo deste trabalho só poderá ser feita com autorização por escrito do autor.

Endereço: Rua Pedro Rigatti , Bairro Belvedere, Farroupilha, RS, 95180-000

Fone: 054 32602400; Celular: 054 96674868; Fax: ;

Endereço Eletrônico: [ivangabe@gmail.com](mailto:ivangabe@gmail.com)

---

**Universidade Federal de Santa Maria  
Centro de Tecnologia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica**

A Comissão Examinadora, abaixo assinada,  
aprova a Tese de Doutorado

**ANÁLISE E CONTROLE DE AEROGERADORES COM  
CONVERTOR PLENO DURANTE AFUNDAMENTOS DE  
TENSÃO**

elaborada por  
**Ivan Jorge Gabe**

como requisito parcial para obtenção do grau de  
**Doutor em Engenharia Elétrica**

**COMISSÃO EXAMINADORA:**

**Humberto Pinheiro, Ph.D. UFSM**  
(Presidente/Orientador)

**Prof. Dr, Mauricio Sperandio (UNIPAMPA)**

**Prof. Dr, Lenois Mariotto (UFSM)**

**Prof. Dr, Robinson Figueiredo de Camargo (UFSM)**

**Prof. Dr, Rafael Cardoso (UTFPR)**

Santa Maria, 28 de Setembro de 2012

Para Nisiely e Arthur.

# ***AGRADECIMENTOS***

Gostaria primeiramente de agradecer ao professor Humberto Pinheiro pela orientação e pelo exemplo de postura ética e profissional.

Agradeço também aos colegas Felipe Bovolini Grigoletto, Tiago Bernardes, Rodrigo Azzolin, Rodrigo Padilha, Márcio Stefanello e Cristiane Gastaldini pelo auxílio e amizade durante toda a longa caminhada.

Um agradecimento especial ao meu amigo e colega Jorge Rodrigo Massing, pelo fundamental apoio para o sucesso deste projeto.

Aos demais colegas do Gepoc e ao Professor Hilton Abílio Gründling pela convivência e pelos conhecimentos passados.

À minha esposa Nisiely Grellmann Pacheco, pela compreensão nos inúmeros momentos de ausência. Ao meu filho Arthur Pacheco Gabe, minha fonte de inspiração.

À Universidade Federal de Santa Maria e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica que cumprem com maestria o seu papel perante a sociedade brasileira.

“Wir Können dem Leben Nicht Mehr  
Taschen Geben, aber dem Tag Mehr  
Leben”

**Ditado Alemão**

# RESUMO

Tese de Doutorado

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica  
Universidade Federal de Santa Maria, RS, Brasil

## ANÁLISE E CONTROLE DE AEROGERADORES COM CONVERTOR PLENO DURANTE AFUNDAMENTOS DE TENSÃO

AUTOR: IVAN JORGE GABE

ORIENTADOR: HUMBERTO PINHEIRO, PH.D.

Local da Defesa e Data: Santa Maria, 28 de Setembro de 2012.

Esta tese trata do problema de operação de aerogeradores com conversores plenos conectados à rede durante afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados. Inicialmente, os códigos de rede permitiam a desconexão dos aerogeradores durante distúrbios de frequência ou durante afundamentos de tensão. Entretanto, a presente tendência dos requisitos de conexão em diversos países obriga os aerogeradores a permanecerem conectados a contribuição destes com injeção de corrente reativa visando dar suporte à tensão. Além disso, alguns critérios específicos estabelecem que aerogeradores devem ser capazes de utilizar parte de sua capacidade de corrente para promover o suporte de reativos também durante afundamentos desequilibrados. Nesta tese é apresentado um método de sincronismo composto baseado em filtro de Kalman e aplicado para conversores conectados à rede durante afundamentos de tensão que possam levar a tensão a zero no ponto de conexão. Este possibilita a obtenção das componentes de sequência e as suas tensões em quadratura de maneira simples, além de apresentar um bom desempenho dinâmico durante afundamentos desequilibrados. Além disso, uma estrutura anti windup é adaptada para operar com um controlador ressonante de corrente possibilitando a minimização da saturação da ação de controle na síntese das correntes de saída. Uma vez que o conversor do lado da rede é capaz de operar em condições severas de maneira adequada, a injeção de corrente reativa de forma a minimizar a tensão de sequência negativa no ponto de conexão é uma possibilidade para a diminuição do fator de desequilíbrio. Entretanto é necessário limitar as correntes máximas de saída do conversor. Esta tese propõe uma estratégia de limitação de corrente para conversores conectados à rede que possibilita o uso da plena capacidade de corrente do conversor na injeção de correntes desequilibradas para o suporte de tensão. Para atingir esse objetivo, as referências de corrente são divididas em três partes e com objetivos distintos. A primeira é associada a potência ativa sincronizada com a tensão de sequência positiva. A segunda representa a parcela de potência reativa sincronizada com a tensão de sequência positiva e a terceira parcela representa a potência reativa sincronizada com a tensão de sequência negativa. Pelo cômputo da norma máxima das correntes por uma expressão genérica é possível determinar as correntes de referência que respeitam os limites de corrente do conversor. Resultados de simulação e experimentais corroboram as contribuições desta tese.

**Palavras-chave:** Conversores conectados à rede, Geração Distribuída, Suporte de reativos, Suportabilidade de tensão



# ABSTRACT

Doctoral Thesis

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica  
Universidade Federal de Santa Maria, RS, Brasil

## ANALYSIS AND CONTROL OF WIND TURBINES WITH FULL SCALE CONVERTER DURING VOLTAGE DIPS

AUTHOR: IVAN JORGE GABE

ADVISOR: HUMBERTO PINHEIRO, PH.D.

Place and Date: Santa Maria, September 28<sup>th</sup>, 2012.

This thesis addresses the main issues regarding the operation of full power converters wind turbines connected to the grid under balanced and unbalanced voltage sags. In the past, the grid codes allowed wind turbines to be disconnected during voltage and frequency disturbances. However, recently, grid codes updates often require that wind turbines remain connected during voltage sags aiming to provide voltage back-up support. Furthermore, some specific criteria establish that wind turbines should be able to utilize part of its current capability to promote the voltage back-up during unbalanced voltage sags. To guarantee the grid connected converter operation, even with voltage sags that lead to zero-voltage situations and unbalanced voltage conditions, a synchronous frame PLL with a very low time constant is designed and adapted with a Kalman filter synchronization system. This thesis propose a two stages synchronization for grid connected converters that is able to ensure proper operation of the converter even when voltage on the converter terminals has temporarily falling down to zero. This goal is meet with a synchronous frame PLL with a very low time constant adapted with a Kalman filter synchronization system. This composed synchronization system allows the converter control system to get the positive and negative sequences voltages components, that are necessary to the output power control even under severe voltage dips. Moreover, an anti windup is adapted to operate with a resonant current controller enabling the minimization of the saturation in the control action during voltage transients. During unbalanced voltage dips, the injection of unbalanced currents to the voltage back-up support becomes a good alternative to reduce the imbalance factor of the grid voltages. However, it is necessary to limit the maximum current output of the converter to avoid undesirable protection trips. This thesis proposes a strategy that limite the output currents allowing the use of the converter full current capacity during unbalanced voltage sags support. To achieve this goal, the current references are divided into three parts. The former is associated with the active power reference synchronized with the positive sequence voltage. The second is the reactive power synchronized with the positive sequence voltage and the third is the reactive power synchronized with the negative sequence voltage. The strategy propose the computation of th reactive power references by the positive and negative sequence voltages on the PPC in order to not overpass the converter current limits. Experimental and simulation results corroborate the contributions of this thesis.

**Keywords:** Grid connected converter, Low Voltage Ride through, Voltage support, Distributed Generation

# *SUMÁRIO*

**Lista de Figuras**

**Lista de Tabelas**

**Lista de Símbolos e Abreviaturas**

<b>1</b>	<b>Colocação do problema</b>	p. 27
1.1	Introdução Geral . . . . .	p. 27
1.2	Controlador de Corrente em Eixos Estacionários com Limitação de Corrente	p. 30
1.3	Controlador de Corrente em Eixos Síncronos com Limitação de Corrente	p. 33
1.4	Método de Limitação Proposto na Tese . . . . .	p. 36
1.5	Objetivos da Tese . . . . .	p. 38
1.6	Organização da Tese . . . . .	p. 39
1.7	Artigos Publicados . . . . .	p. 39
<b>2</b>	<b>Afundamentos de Tensão e Tecnologias de Aerogeradores</b>	p. 41
2.1	Introdução . . . . .	p. 41
2.2	Afundamentos de Tensão . . . . .	p. 41
2.3	Tecnologias de Aerogeradores . . . . .	p. 50
2.3.1	Geradores de indução com gaiola de esquilo operando em velocidade fixa . . . . .	p. 51
2.3.2	Gerador de indução duplamente alimentado de velocidade variável - GIDA . . . . .	p. 52
2.3.3	Gerador com conversor pleno - GCP . . . . .	p. 53

2.4	Conclusão . . . . .	p. 54
<b>3</b>	<b>Requisitos de Conexão</b>	<b>p. 55</b>
3.1	Introdução . . . . .	p. 55
3.2	Requisitos de conexão . . . . .	p. 56
3.2.1	Controle de Potência Ativa . . . . .	p. 56
3.2.2	Suporte de Reativos . . . . .	p. 58
3.2.3	Desvios de Frequência . . . . .	p. 60
3.2.4	Suportabilidade de Tensão . . . . .	p. 62
3.3	Revisão dos Códigos de Rede . . . . .	p. 63
3.3.1	Espanha . . . . .	p. 63
3.3.2	Dinamarca . . . . .	p. 63
3.3.3	Grã-Bretanha . . . . .	p. 68
3.3.4	Irlanda . . . . .	p. 69
3.3.5	Itália . . . . .	p. 70
3.3.6	Estados Unidos . . . . .	p. 70
3.3.7	Canadá . . . . .	p. 71
3.3.7.1	Hydro-Quebec . . . . .	p. 71
3.3.7.2	AESO-Alberta . . . . .	p. 72
3.3.8	ONS-Brasil . . . . .	p. 72
3.4	Alemanha . . . . .	p. 73
3.5	Conclusão . . . . .	p. 77
<b>4</b>	<b>Sincronismo e Controle de Corrente</b>	<b>p. 80</b>
4.1	Introdução . . . . .	p. 80
4.2	Sistemas de Sincronismo . . . . .	p. 83
4.2.1	Sincronismo composto . . . . .	p. 89
4.3	Controlador de Corrente . . . . .	p. 91

4.3.1	Controlador Por Retroação de Estados . . . . .	p. 92
4.3.1.1	Algoritmo <i>Anti-Windup</i> . . . . .	p. 93
4.4	Conclusão . . . . .	p. 96
<b>5</b>	<b>Suporte de reativos</b>	p. 98
5.1	Introdução . . . . .	p. 98
5.2	Estratégias de Geração de Referências Durante Afundamentos de Tensão	p. 100
5.2.1	Controle Instantâneo de Potência Ativa e Reativa (IARC) . . . . .	p. 100
5.2.2	Controle Instantâneo de Sequência Positiva (ICSP) . . . . .	p. 102
5.2.3	Sequência Positiva Balanceada (BPS) . . . . .	p. 102
5.2.4	Compensação de Oscilação na Potência Ativa (PNSC) . . . . .	p. 103
5.2.5	Controle de Potência Ativa/Reativa Média (AARC) . . . . .	p. 105
5.2.6	Controle da Potência Oscilante com Ganho Adaptável . . . . .	p. 106
5.2.6.1	Potência ativa devido a $i_p$ . . . . .	p. 106
5.2.6.2	Potência reativa devido a $i_p$ . . . . .	p. 107
5.2.7	Simulação . . . . .	p. 108
5.3	Suporte para Minimização de $\  \mathbf{v}^- \ $ (MSN) . . . . .	p. 112
5.4	MSN com Limitação de Corrente . . . . .	p. 115
5.5	Resultados de Simulação . . . . .	p. 120
5.6	Resultados Experimentais . . . . .	p. 123
5.7	Conclusão . . . . .	p. 128
<b>6</b>	<b>Conclusões</b>	p. 130
6.1	Resumo . . . . .	p. 130
6.2	Contribuições da Tese . . . . .	p. 131
6.3	Sugestão para Trabalhos Futuros . . . . .	p. 131
	<b>Referências</b>	p. 133

<b>Apêndice A – Plataforma Experimental</b>	p. 140
A.1 Introdução . . . . .	p. 140
A.2 Topologias de Geradores de Afundamentos de Tensão . . . . .	p. 141
A.2.0.1 GAT com Conversor Pleno . . . . .	p. 141
A.2.1 Chaveamento de Impedâncias . . . . .	p. 141
A.2.2 Transformador com Saída Variável . . . . .	p. 143
A.3 Requisitos da IEC 61400-21 para Testes de Afundamentos de Tensão em Aerogeradores . . . . .	p. 144
A.4 Projeto . . . . .	p. 145
A.4.1 Projeto da Impedância Série . . . . .	p. 148
A.4.2 Projeto da Impedância Shunt . . . . .	p. 150
A.5 Montagem . . . . .	p. 151
A.6 Resultados Experimentais . . . . .	p. 152

# LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1	Aerogerador com conversor pleno conectado à rede. . . . .	p. 31
FIGURA 2	Elipses que representam os vetores das referências de corrente. . .	p. 32
FIGURA 3	Diagrama de blocos do método em eixos síncronos. . . . .	p. 34
FIGURA 4	Hexágono que descreve o limite das correntes de referência em $\alpha\beta$ que garante que $\mathbf{i}_{abc}$ não ultrapassem $I_{max}$ e $-I_{max}$ . . . . .	p. 38
FIGURA 5	(a) Falta em um alimentador conectado a mesma barra do gerador eólico, (b) Tensão no alimentador e na subestação. . . . .	p. 43
FIGURA 6	(a) Representação trifásica de uma falta fase-terra, (b) Represen- tação trifásica de uma falta fase-fase, (c) Representação trifásica de uma falta fase-fase-terra. . . . .	p. 44
FIGURA 7	Componentes de sequência relativas a fase "a", (a) circuito equiv- alente para falta fase-terra, (b) circuito equivalente para a falta fase-fase e (c) circuito equivalente fase-fase-terra. . . . .	p. 44
FIGURA 8	(a) Diagrama fasorial para um afundamento simétrico de 0.5 pu, (b) Formas de onda das tensões de fase. . . . .	p. 45
FIGURA 9	(a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do Tipo B, (b) Formas de onda das tensões de fase. . . . .	p. 46
FIGURA 10	(a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo C, (b) Formas de onda das tensões de fase. . . . .	p. 47
FIGURA 11	(a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo D, (b) Formas de onda das tensões de fase. . . . .	p. 48
FIGURA 12	(a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo E, (b) Formas de onda das tensões de fase. . . . .	p. 48
FIGURA 13	(a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo F, (b) Formas de onda das tensões de fase. . . . .	p. 49

FIGURA 14	(a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo G, (b) Formas de onda das tensões de fase. . . . .	p. 50
FIGURA 15	Aerogerador equipado com gerador de indução com rotor em gaiola de esquilo. . . . .	p. 51
FIGURA 16	Aerogerador equipado com gerador de indução com rotor bobinado conectado a um resistor variável. . . . .	p. 51
FIGURA 17	Aerogerador equipado com gerador de indução duplamente alimentado. . . . .	p. 52
FIGURA 18	Aerogerador equipado com gerador síncrono e conversor pleno. . .	p. 53
FIGURA 19	Regulação de potência ativa, (a) Limitação de potência máxima, (b) limitação Delta, (c) regulação balanceada e (d) limitação de gradiente. .	p. 57
FIGURA 20	Diagrama de um sistema de potência radial unifilar com gerador eólico. . . . .	p. 59
FIGURA 21	Suporte de corrente reativa durante afundamentos de tensão. . . .	p. 60
FIGURA 22	Curva típica de sistemas de potência europeus para o controle frequência-potência ativa [1]. . . . .	p. 61
FIGURA 23	Curva de manutenção da potência ativa durante distúrbios de frequência [2]. . . . .	p. 61
FIGURA 24	Curva de suportabilidade de tensão típica. . . . .	p. 62
FIGURA 25	Curvas de suportabilidade de tensão para turbinas eólicas conectadas ao sistema de transmissão espanhol. . . . .	p. 63
FIGURA 26	Suporte de corrente reativa durante faltas do código de rede espanhol.	p. 64
FIGURA 27	Curvas de suportabilidade de tensão para tensões abaixo de 100kV	p. 64
FIGURA 28	Curva de suportabilidade de tensão para curtos trifásicos e bifásicos na atuação de religadores. . . . .	p. 65
FIGURA 29	Curva de suportabilidade para faltas trifásicas. . . . .	p. 66
FIGURA 30	Modelo Equivalente do sistema de potência utilizado para a análise de estabilidade. . . . .	p. 66
FIGURA 31	Banda de controle de potência reativa. . . . .	p. 68

FIGURA 32	Curva de suportabilidade de tensão no sistema de transmissão Inglês.	p. 68
FIGURA 33	Classificação das configurações de fazendas eólicas conectadas à subestações no sistema de distribuição Irlandês. . . . .	p. 69
FIGURA 34	Curva de suportabilidade de tensão. . . . .	p. 69
FIGURA 35	Curva de Suportabilidade de tensão para o sistema de transmissão italiano. . . . .	p. 70
FIGURA 36	Curva de suportabilidade para turbinas eólicas conectadas ao sistema de transmissão. . . . .	p. 71
FIGURA 37	Curva de suportabilidade para faltas trifásicas elaborada em função da tensão de sequência positiva. . . . .	p. 72
FIGURA 38	Curva de suportabilidade de tensão Aeso-Alberta . . . . .	p. 73
FIGURA 39	Curva de Suportabilidade do ONS. . . . .	p. 73
FIGURA 40	Curvas de suportabilidade de tensão E-on/2005. . . . .	p. 74
FIGURA 41	Curvas de suportabilidade de tensão E-on/2003, posteriormente adotada pela Irlanda. . . . .	p. 74
FIGURA 42	Curva de suporte de reativos. . . . .	p. 76
FIGURA 43	Requisito de desempenho transitório para o suporte de corrente reativa no momento de um desvio significativo de tensão. . . . .	p. 77
FIGURA 44	Diagrama de Blocos de PLL tradicional em eixos síncronos. . . . .	p. 80
FIGURA 45	Operação do PLL em condições ideais . . . . .	p. 81
FIGURA 46	Operação do PLL com afundamentos desequilibrados de tensão. . . . .	p. 82
FIGURA 47	(a) Controlador de corrente em eixos síncronos, (b) Controlador de corrente em eixos estacionários. . . . .	p. 83
FIGURA 48	NPSF para sistemas trifásicos a três fios. . . . .	p. 84
FIGURA 49	Afundamento de tensão do tipo G ( $2\phi 2\Delta - Y$ ) e norma da tensão de sequência positiva extraída. . . . .	p. 85
FIGURA 50	Sistema de sincronismo utilizando filtro passa-banda. . . . .	p. 85



FIGURA 51	Afundamento de tensão do tipo F, onde as tensões das fases atingidas caem 90%, $i_{\alpha ref}$ e $i_{\beta ref}$ para $R_1$ e $Q_1$ , $i_{\alpha ref}$ e $i_{\beta ref}$ são referências de corrente para $R_2$ e $Q_2$ . . . . .	p. 88
FIGURA 52	Afundamento de tensão do tipo F, norma da tensão de sequência positiva extraída. . . . .	p. 88
FIGURA 53	Afundamento de tensão do tipo G, $i_{\alpha ref}$ e $i_{\beta ref}$ obtidas com o NPSF, $i_{\alpha ref}$ e $i_{\beta ref}$ correntes de referência obtidas com o filtro de Kalman. . . . .	p. 89
FIGURA 54	Diagrama de blocos do sistema de sincronismo. . . . .	p. 89
FIGURA 55	Simulações efetuadas em Matlab/Simulink, (a) Tensões no ponto de conexão, (b) correntes de referência geradas pelo filtro de Kalman, (c) correntes de referência do PLL, (d) erro de fase entre as referências do PLL e das tensões pré-falta. . . . .	p. 91
FIGURA 56	Propagação de faltas trifásicas e tensão remanescente nos terminais do aerogerador. . . . .	p. 91
FIGURA 57	Diagrama completo do inversor conectado à rede com filtro LCL e estrutura do controlador de corrente. . . . .	p. 92
FIGURA 58	Malha de controle de corrente em eixos estacionários. . . . .	p. 94
FIGURA 59	Afundamento de tensão simétrico, ação de controle $u_{\alpha\beta}$ sem a ação do algoritmo <i>anti-windup</i> . . . . .	p. 95
FIGURA 60	Afundamento de tensão simétrico, ação de controle $u_{\alpha\beta}$ com a ação do algoritmo <i>anti-windup</i> . . . . .	p. 95
FIGURA 61	Funcionamento prático da estrutura <i>anti-windup</i> , (a) resposta ao salto sem a estrutura <i>anti-windup</i> , (b) resposta ao salto com a estrutura <i>anti-windup</i> e ganho F=20. . . . .	p. 96
FIGURA 62	Funcionamento prático da estrutura <i>anti-windup</i> , dados obtidos pelo buffer interno do DSP, (a) ação de controle $u_{\alpha}$ e $u_{\beta}$ sem o uso da estrutura <i>anti-windup</i> , (b) ação de controle $u_{\alpha}$ e $u_{\beta}$ para F=20. . . . .	p. 97
FIGURA 63	Formas de onda durante afundamentos de tensão equilibrado com IARC. . . . .	p. 101
FIGURA 64	Formas de onda durante afundamentos de tensão desequilibrado com IARC. . . . .	p. 101

FIGURA 65	Formas de onda durante afundamentos de tensão desequilibrado utilizando ICSP. . . . .	p. 103
FIGURA 66	Formas de onda utilizando o BPS durante afundamentos de tensão desequilibrado. . . . .	p. 104
FIGURA 67	Suporte de reativos durante afundamento desequilibrado com compensação de oscilações na potência ativa (PNSC). . . . .	p. 105
FIGURA 68	Suporte de reativos durante afundamento desequilibrado com compensação de oscilações na potência reativa (AARC). . . . .	p. 106
FIGURA 69	Suporte para $k_p = 0.5$ e $k_q = -0.5$ . . . . .	p. 108
FIGURA 70	Sistema de controle da geração eólica. . . . .	p. 109
FIGURA 71	Sistema considerado. . . . .	p. 109
FIGURA 72	Tensão no PCC devido a falta fase-terra em P1 e normas da tensão de sequência positiva e sequência negativa durante o afundamento de tensão. p. 110	
FIGURA 73	Tensão no PCC durante o suporte de reativos utilizando a estratégia BPS. . . . .	p. 111
FIGURA 74	Tensão no PCC devido a falta fase-terra em P1 e normas da tensão de sequência positiva e sequência negativa durante o afundamento de tensão. p. 111	
FIGURA 75	(a) Diagrama de sequência positiva, (b) Diagrama de sequência negativa, (c) Diagrama de sequência zero (d) Diagrama de sequência equivalente para falta fase-terra no ponto P1. . . . .	p. 112
FIGURA 76	Diagrama fasorial das tensões no diagrama de sequência negativa. p. 113	
FIGURA 77	Comparativo entre as estratégias apresentadas. . . . .	p. 115
FIGURA 78	Efeito da componente de sequência negativa na norma do vetor das correntes $ \mathbf{i}_{\alpha\beta} $ . . . . .	p. 118
FIGURA 79	(a) Círculo descrito pelo vetor $\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*$ para $k_1 = 0.7I_n$ , $k_2 = 0$ e $k_3 = 0$ , (b) Círculo com raio computado por (5.62) e elipse resultante para $k_1 = 0$ , $k_2 = -0.5I_n$ , $k_3 = 0.3I_n$ e $\theta_- = 40^\circ$ , (c) Círculo e elipse para $k_1 = 0$ , $k_2 = -0.5I_n$ , $k_3 = 0.3I_n$ e $\theta_- = 40^\circ$ , (d) Círculo e elipse para $k_1 = 0$ , $k_2 = -0.5I_n$ , $k_3 = 0.3I_n$ e $\theta_- = 40^\circ$ . . . . .	p. 120

FIGURA 80	Estratégias BPS e MSN durante um afundamento de tensão desequilibrado, (a) Correntes de saída no conversor, (b) Tensões no ponto de conexão. (c) Magnitude das tensões de sequência positiva e negativa, (d) Correntes de referência e $ \mathbf{i}_{\alpha\beta}^* $ calculada pela equação (5.62).	p. 122
FIGURA 81	Sistema considerado.	p. 123
FIGURA 82	Esquema do sistema utilizado para obter os resultados experimentais.	p. 124
FIGURA 83	Tensões de linha sem injeção de corrente do aerogerador durante o afundamento (a) Tensões de linha durante afundamento equilibrado de 40%, (b) Tensões de linha durante o afundamento desequilibrado do tipo F.	p. 125
FIGURA 84	(a) Correntes durante o suporte de corrente reativa, (b) Tensão durante o suporte.	p. 126
FIGURA 85	(a) Tensões de linha durante o afundamento desequilibrado e suporte do tipo BPS, (b) Tensões de linha durante o afundamento desequilibrado e suporte do tipo MSN.	p. 127
FIGURA 86	Resultados Experimentais (a) Tensões de linha, (b) Correntes de saída.	p. 128
FIGURA 87	GAT com conversor pleno.	p. 142
FIGURA 88	Visão geral do GAT baseado em chaveamento de impedâncias.	p. 143
FIGURA 89	GAT baseado em transformador com taps variáveis.	p. 144
FIGURA 90	Diagrama unifilar do GAT.	p. 146
FIGURA 91	GAT proposto.	p. 147
FIGURA 92	Configuração bidirecional dos IGBT'S e estrutura do snubber.	p. 148
FIGURA 93	(a) Corrente de ensaio, tensões sob as chaves e tensão no capacitor do snubber e (b) Zoom durante a abertura das chaves.	p. 149
FIGURA 94	Diagrama de impedância de sequência positiva para afundamentos equilibrados de 1 p.u.	p. 150
FIGURA 95	Diagrama de sequência para a conexão Sequence diagram connection for a phase-to-ground fault.	p. 150
FIGURA 96	Diagrama de sequência para uma falta fase-fase.	p. 150

FIGURA 97	Esquema de ligação das impedâncias <i>shunt</i> . . . . .	p. 152
FIGURA 98	Esquema de ligação das impedâncias <i>shunt</i> . . . . .	p. 153
FIGURA 99	(a) Afundamento de tensão do tipo A de 40% e 500 ms, (b) afundamento do tipo A de 40% e 200 ms. . . . .	p. 154
FIGURA 100	Tensão sobre o EUT e corrente de ensaio na fase "a". . . . .	p. 155
FIGURA 101	(a) Tensões de linha para um afundamento fase-terra propagado pelo transformador, (b) Tensões de linha para um afundamento fase-fase-terra propagado pelo transformador, (c) Tensões de linha para um afundamento fase-fase-terra, (d) Tensões de linha para um afundamento fase terra, (e) Tensões de linha para um afundamento fase-fase e (f) Tensões de linha para um afundamento fase-fase propagado pelo transformador, . . . . .	p. 156

# ***LISTA DE TABELAS***

TABELA 1	Denominação das variações de tensão de curta duração. . . . .	p. 42
TABELA 2	Parâmetros. . . . .	p. 93
TABELA 3	Parâmetros do Conversor. . . . .	p. 110
TABELA 4	Resultados do Suporte de tensão. . . . .	p. 112
TABELA 5	Comparativo das estratégias de suporte de tensão. . . . .	p. 115
TABELA 6	Fator de desequilíbrio para o suporte durante $F_1$ . . . . .	p. 123
TABELA 7	Fator de desequilíbrio para o suporte durante $F_2$ . . . . .	p. 124
TABELA 8	Magnitude, Duração e tolerância para afundamentos de tensão quando o EUT não estiver conectado [3]. . . . .	p. 145
TABELA 9	Valores das impedâncias para afundamentos de tensão equilibrados.	p. 151

# ***LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS***

$C_f$	Capacitância do filtro- <i>LCL</i>
$E_{rot}$	Energia de rotação de todos os geradores e motores funcionando em um determinado instante
GIDA	Gerador de Indução Duplamente Alimentado
GCP	Gerador com conversor pleno
GS	Gerador Síncrono
$I$	Corrente circulando em uma linha hipotética
$i_a^+$	Corrente de sequência positiva da fase "a"
$i_b^-$	Corrente de sequência positiva da fase "b"
$i_c^0$	Corrente de sequência positiva da fase "c"
$i_a^f$	Corrente da fase "a"no ponto de falta
$i_b^f$	Corrente da fase "b"no ponto de falta
$i_c^f$	Corrente da fase "c"no ponto de falta
$I_n$	Amplitude de corrente de sequência negativa
IGBT	<i>Insolated Gate Bipolar Transistor</i>
$I_{nom}$	Corrente Nominal
$I_p$	Amplitude de Corrente de sequência positiva
$I_q$	Amplitude de corrente reativa
$I_r$	Corrente Reativa

## *Lista de Símbolos e Abreviaturas*

---

$i_\alpha$	Corrente na coordenada $\alpha$
$i_\beta$	Corrente na coordenada $\beta$
$\mathbf{i}$	Vetor formado pelas correntes de fase
$\mathbf{i}^+$	Vetor formado pelas correntes de fase de sequência positiva
$\mathbf{i}^-$	Vetor formado pelas correntes de fase de sequência negativa
$\mathbf{i}_p^+$	Vetor formado pelas correntes de fase de sequência positiva relacionadas a potência ativa
$\mathbf{i}_p^-$	Vetor formado pelas correntes de fase de sequência negativa relacionadas a potência ativa
$\mathbf{i}_q^+$	Vetor formado pelas correntes de fase de sequência positiva relacionadas a potência reativa
$\mathbf{i}_q^-$	Vetor formado pelas correntes de fase de sequência negativa relacionadas a potência reativa
$\mathbf{i}_{\alpha\beta}$	Vetor das correntes nas coordenadas $\alpha$ e $\beta$
$\mathbf{i}_{abc}$	Vetor das correntes nas coordenadas $abc$
$J$	Momento de Inércia de todas as máquinas rotativas
$LCL$	Filtro de terceira ordem formado por um indutor em paralelo com um capacitor seguido de outro indutor.
LVRT	<i>low Voltage Ride Through</i> - (Sobrevivência a afundamentos de tensão)
$L_2$	Indutância do lado da rede do filtro $LCL$
$L_1$	Indutância do filtro- $L$
$K$	Constante de ganho para a curva de suporte de reativos do código de rede alemão
VTCD	Variações de tensão de curta duração
PCC	Ponto Comum de Conexão
$P$	Potência ativa instantânea entregue pelo aerogerador

## *Lista de Símbolos e Abreviaturas*

---

$P_c$	Potência consumida
$P_g$	Potência gerada em um determinado instante
$P_n$	Potência ativa nominal aerogerador
$Q$	Potência reativa instantânea nos terminais do aerogerador
$R$	Resistência indutiva de uma linha hipotética
$R_f$	Resistência do PCC ao ponto da falta
$R_T$	Resistência do sistema elétrico vista do PCC
$T_r$	Tempo de resposta ao salto da corrente reativa
$T_a$	Tempo de acomodação da corrente reativa
$U$	Diferença de tensão entre $V$ e $E$
$U_n$	Tensão Nominal
$U_d$	Tensão da zona morta
$V_1$	Tensão em uma barra distante
$V_2$	Tensão nos terminais do aerogerador
$V^+$	Tensão instantânea de sequência positiva
$V_n$	Tensão RMS nominal
$V_{pf}$	Tensão pré-falta
$v_a$	Tensão da fase "a" em relação ao terra no PCC
$v_b$	Tensão da fase "b" em relação ao terra no PCC
$v_c$	Tensão da fase "c" em relação ao terra no PCC
$v_a^f$	Tensão da fase "a" em relação ao terra no ponto de falta
$v_b^f$	Tensão da fase "b" em relação ao terra no ponto de falta
$v_c^f$	Tensão da fase "c" em relação ao terra no ponto de falta
$v_a^+$	Tensão de sequência positiva da fase "a"



*Lista de Símbolos e Abreviaturas*

---

$v_b^-$	Tensão de sequência positiva da fase "b"
$v_c^0$	Tensão de sequência positiva da fase "c"
$\mathbf{v}$	Vetor formado pelas tensões de fase
$\mathbf{v}^+$	Vetor formado pelas tensões de fase de sequência positiva
$\mathbf{v}^-$	Vetor formado pelas tensões de fase de sequência negativa
$\mathbf{v}_\perp^+$	Vetor formado pelas tensões de fase de sequência positiva em quadratura
$\mathbf{v}_\perp^-$	Vetor formado pelas tensões de fase de sequência negativa em quadratura
$X$	Reatância indutiva de uma linha hipotética
$X_f$	Reatância do PCC ao ponto da falta
$X_T$	Reatância do sistema elétrico vista do PCC
$W$	Relação entre as impedâncias da linha faltosa e a fonte
$Z_T$	Impedância do sistema elétrico vista do PCC
$Z_f$	Impedância de falta
$Z_T^+$	Impedância de sequência positiva vista do PCC em relação ao restante do sistema
$Z_L$	Impedância da linha de transmissão até o PCC
$Z_L^+$	Impedância de sequência positiva de um alimentador até o PCC
$Z_L^-$	Impedância de sequência negativa de um alimentador até o PCC
$Z_L^0$	Impedância de sequência zero de um alimentador até o PCC
$Z_L$	Impedância da linha de transmissão até o PCC
$Z_T^-$	Impedância de sequência negativa vista do PCC em relação ao restante do sistema
$Z_T^0$	Impedância de sequência zero vista do PCC em relação ao restante do sistema
$\phi$	Ângulo formado pela elipse com o eixo $\alpha$

*Lista de Símbolos e Abreviaturas*

---

$\Delta\Phi$	Salto angular de tensão
$\Delta U$	Varição de tensão de linha devido a injeção de corrente reativa
$\omega$	Frequência de todas as máquinas rotativas
$\Delta U_s$	Desvio significativo de tensão
$\Delta U_r$	Desvio relevante de tensão
$\bar{V}_1^+$	Média de 1 minuto da tensão de sequência positiva
$\theta_1$	Ângulo da tensão de sequência positiva
$\theta_2$	Ângulo da tensão de sequência negativa
$\theta_n$	Ângulo da corrente de sequência negativa
$\theta_p$	Ângulo da corrente de sequência positiva

# **1 COLOCAÇÃO DO PROBLEMA**

## **1.1 Introdução Geral**

A demanda de energia elétrica aliada ao apelo para a diminuição da emissão de gases causadores do efeito estufa e a constante busca pela sustentabilidade na produção de energia colocam a geração de energia elétrica a partir dos ventos em um papel importante na composição da matriz energética mundial [4]. A capacidade de geração eólica instalada no mundo até o final de 2009 era de 121 GW, segundo o "Global Wind Energy Council"(GWEC). Por outro lado, o potencial eólico brasileiro, em grande parte ainda inexplorado, representa um recurso energético importante para o país. Estimativas apontam para um potencial eólico no Brasil entre 150 GW e 300 GW [5]. Deve ser ressaltado, que menos de 3% do potencial brasileiro já é explorado ou está em vias de exploração, o que indica uma crescente inserção desta fonte de energia na matriz energética brasileira. Esta inserção, devido a razões econômicas, ocorre predominantemente através de usinas de geração eólica conectadas no Sistema Interligado Nacional (SIN).

Os sistemas de potência tradicionais são baseados em geração centralizada a partir de geradores síncronos, com a fonte primária sendo hidráulica ou térmica. Estes geradores tem capacidade de colaborar no controle de tensão e frequência, suporte de reativos além de serem mantidos em funcionamento em casos de afundamentos de tensão oriundos de faltas no sistema elétrico. No caso da geração eólica, a capacidade de participar no controle de frequência e tensão da rede depende do tipo de tecnologia empregada, sendo que até pouco tempo a geração eólica não era requisitada a participar do controle de tensão e frequência além de ser permitida a sua desconexão em casos de afundamentos de tensão severos [6].

Entretanto, no ano de 2004, os operadores de rede E-ON e Elektra da Alemanha e a ENERGINET da Dinamarca respectivamente [2, 7], publicaram requisitos de conexão

que modificaram esta realidade, motivados basicamente pelo aumento significativo desta geração em seus sistemas. A geração eólica responderá por aproximadamente 10% da produção alemã e 20% da eletricidade dinamarquesa no ano de 2012. A partir destes procedimentos de rede, a grande maioria dos operadores de sistemas elétricos, incluindo o brasileiro [8], modificaram seus códigos de rede prevendo participação, em diferentes graus, no controle de tensão, controle de frequência e estabelecendo curvas de suportabilidade de tensão específicas. Desde então, tem se observado uma constante atualização dos requisitos de conexão para sistemas de geração eólica visando assegurar a operação segura com o aumento da inserção da geração eólica.

Dentre as tecnologias de aerogeradores, a que apresenta maior flexibilidade para atender os requisitos acima, é a que opera em velocidade variável com conversor pleno [9]. Esta tecnologia de aerogerador pode dispor de toda a capacidade de corrente do inversor de saída para o suporte da tensão se necessário. Ainda, abre-se a possibilidade de explorar a capacidade de síntese de corrente dos inversores para a melhoria da confiabilidade e margens de operação segura do sistema elétrico [10].

Alguns desafios surgem para o controle do conversor conectado à rede durante afundamentos de tensão. O sistema de sincronismo deve ser capaz de gerar sinais de referência para a malha interna de corrente mesmo em casos que a tensão nos terminais do aerogerador caia a valores muito baixos. Mesmo no caso da tensão cair a zero, alguns sinais de referência para as malhas de controle de corrente e potência deverão ser mantidos de alguma maneira, mesmo que não representem mais sinais de sincronismo pela ausência de tensão. Para atender esse desafio, é proposto nessa tese a associação de duas estratégias de sincronismo distintas. A primeira é uma estrutura que utiliza o filtro de Kalman. Este permite a obtenção das magnitudes das componentes fundamentais das tensões trifásicas, bem como as suas componentes de sequência positiva e negativa. A segunda estrutura é um PLL (*phase locked loop*) tradicional que recebe as tensões de sequência positiva resultantes da estrutura de Kalman. Entretanto, o PLL é projetado com uma constante de tempo grande de forma a manter os sinais de referência em situações extremas.

Outra questão investigada neste trabalho é o comportamento de controladores de corrente durante afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados. O gerador eólico com conversor pleno geralmente possui um filtro-*LCL* de saída para mitigar os harmônicos de corrente da comutação das chaves semicondutoras do inversor do lado da rede. É necessário que os modos oscilatórios do filtro-*LCL* sejam amortecidos. A maneira mais simples é o amortecimento passivo que consiste em inserir elementos resistivos ou filtros passivos adicionais, com a consequente geração de perdas e uso de elementos adicionais.

Outra solução em pauta na literatura é o amortecimento ativo, este consiste em agregar na estrutura do controlador de corrente algum dispositivo para o amortecimento ativo da ressonância [11–14]. Em [15] foram descritos dois controladores de corrente para amortecimento ativo da ressonância em filtros *LCL* em conversores conectados à rede. Estes controladores são implementados em eixos estacionários e apresentam robustez a variações paramétricas da rede elétrica. Os controladores em eixos estacionários são os mais indicados para aplicações com filtro *LCL* conectados a rede em detrimento dos controladores implementados em eixos síncronos e orientado na tensão da rede. Alguns cuidados especiais no projeto do filtro e do sistema de controle são necessários para se obter um desempenho aceitável, além disso são sensíveis a incertezas paramétricas [16].

Na implementação em eixos estacionários, são utilizados controladores ressonantes para a obtenção de rastreamento assintótico da referência e rejeição de distúrbios em regime permanente. Entretanto, os transitórios provocados por afundamentos de tensão podem levar a ação de controle à saturação, o que pode levar a operação em malha fechada a instabilidade. Para evitar que isto ocorra, é proposto uma estrutura *anti-windup*, que reduz a sobrecarga nos estados do controlador e permite minimizar os efeitos de possível saturação da malha de corrente durante os transitórios de início e final de afundamentos de tensão [17, 18].

Durante afundamentos equilibrados, devem ser injetadas correntes visando o suporte de reativos, mesmo que a tensão no ponto de conexão caia a valores próximos de zero [2]. Uma vez que não existiam regras claras para o suporte de reativos durante afundamentos desequilibrados, a estratégia de geração de correntes adotada durante o suporte de reativos pode levar a um aumento no desequilíbrio das tensões e até mesmo sobretensões nas fases não atingidas. Na recente atualização do código de rede [19], foram propostas regras que abrangem a janela de atuação, cômputo da quantidade de corrente e critérios de desempenho para os aerogeradores durante afundamentos desequilibrados, o que não existia anteriormente. A geração de referências de corrente é outro tópico importante durante estes eventos e tem papel fundamental no desempenho do aerogerador e na efetividade do suporte de reativos. Na grande maioria das estratégias apresentadas na literatura [20–26], a questão mais relevante é a imposição de restrições nas correntes de referência de forma a minimizar oscilações na potência de saída. Entretanto, com a evolução dos códigos de rede e das tecnologias dos aerogeradores, outras questões vêm demonstrando mais relevância durante o período de sobrevivência a afundamentos de tensão, tais como garantir que as proteções do conversor não atuem e provoquem uma desconexão indesejada do conversor.

Com a necessidade de suporte de corrente reativa durante afundamentos desequilibra-

dos [19], e a possibilidade da injeção de correntes desequilibradas, sincronizadas com a tensão de sequência negativa, para diminuir o fator de desequilíbrio das tensões no ponto de conexão [22, 27, 28], é fundamental garantir que as correntes de saída do conversor não ultrapassem os limites máximos. Estas correntes dependem da magnitude da tensão de sequência negativa e esta, por sua vez, depende do tipo e da intensidade do afundamento de tensão.

O método de limitação de corrente depende de qual estratégia de geração de referências de corrente é utilizada e de como o controlador de corrente é implementado. Entre os principais métodos para a limitação da corrente durante o suporte de reativos para aerogeradores apresentados na literatura até o presente momento são [27] e [28]. O primeiro deles propõem uma geração de referência de corrente que possibilita sincronizar as correntes de saída com as tensões de sequência positiva e negativa, para sintetizar as suas referências de potência ativa e reativa. A implementação deste controlador de corrente é em eixos estacionários e faz uso de controladores ressonantes. Em [28] é proposta uma limitação da corrente de saída aplicada para um controlador de corrente implementado em eixos síncronos. Nesta estratégia, ao se detectar um afundamento de tensão, a referência de potência ativa é sintetizada utilizando apenas grandezas de sequência positiva, enquanto que o restante da capacidade de corrente do conversor é usada para o suporte de corrente reativa sincronizada com a tensão de sequência negativa. A seguir é apresentada um breve resumo de cada uma destas estratégias.

## 1.2 Controlador de Corrente em Eixos Estacionários com Limitação de Corrente

O produto cruzado de componentes de tensão de sequência negativa com componentes de sequência positiva gera oscilações na potência ativa e reativa despachada para a rede, como mostrado em detalhes no Apêndice A. Considerando somente a frequência fundamental, o vetor de tensões no ponto de conexão do aerogerador da Figura 1 pode ser definido como:

$$\mathbf{v}_{abc} = [ v_a \quad v_b \quad v_c, ] \quad (1.1)$$

onde  $v_a$ ,  $v_b$  e  $v_c$  são as tensões instantâneas fase-terra nos terminais do conversor (PCC), o vetor de correntes é definido como:

$$\mathbf{i}_{abc} = [ i_a \quad i_b \quad i_c ], \quad (1.2)$$

onde  $i_a$ ,  $i_b$  e  $i_c$  são as correntes instantâneas em cada uma das fases na saída do inversor do lado da rede. Está sendo considerada a operação do aerogerador na presença de tensão

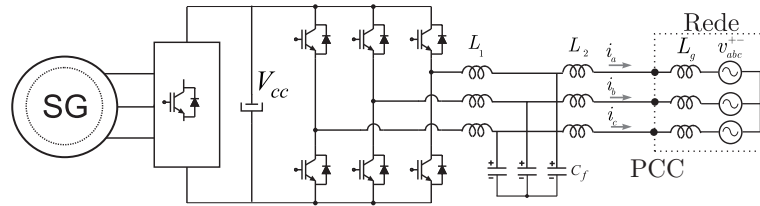


Figura 1: Aerogerador com conversor pleno conectado à rede.

de sequência negativa em um sistema a três fios, os vetores de tensão e corrente são representados pela soma das componentes simétricas:

$$\begin{aligned} \mathbf{v} &= \mathbf{v}^+ + \mathbf{v}^-, \\ \mathbf{i} &= \mathbf{i}^+ + \mathbf{i}^-. \end{aligned} \quad (1.3)$$

As referências de corrente do conversor do lado da rede são iguais a soma das parcelas de potência ativa e reativa dadas por:

$$\begin{aligned} \mathbf{i}_p^* &= k_a \frac{P^*}{|\mathbf{v}^+|} \mathbf{v}^+ + (1 - k_a) \frac{P^*}{|\mathbf{v}^-|} \mathbf{v}^-, \\ \mathbf{i}_q^* &= k_b \frac{Q^*}{|\mathbf{v}^+|} \mathbf{v}_\perp^+ + (1 - k_b) \frac{Q^*}{|\mathbf{v}^-|} \mathbf{v}_\perp^-, \end{aligned} \quad (1.4)$$

onde  $P^*$  é a referência de potência ativa e  $Q^*$  é a referência de potência reativa. O ganho  $k_a$  pode variar de 0 até 1 possibilitando modificar a participação das componentes de sequência negativa em relação as componentes de sequência positiva na parcela de corrente referente a potência ativa. Da mesma forma o ganho  $k_b$  tem o mesmo propósito para a parcela da correntes de referência referente a potência reativa. No caso das correntes de referência terem apenas componentes da mesma sequência, um conjunto de correntes equilibradas é obtido na saída, e o vetor  $\mathbf{i}^* = \mathbf{i}_p^* + \mathbf{i}_q^*$  irá descrever uma círculo no plano  $\alpha\beta$ , o raio desse círculo representará o valor de pico da corrente. Entretanto, sempre que as referências de corrente forem formadas por componentes de sequência positiva e negativa as referências de corrente serão desequilibradas e o vetor  $\mathbf{i}^*$  descreverá uma elipse no plano  $\alpha\beta$  como mostrado na Figura 2. Caso os ângulos das tensões de sequência positiva e negativa tenham o mesmo valor  $\theta_1 = \theta_2$ , a elipse de  $\mathbf{i}_p^*$  estará alinhada com o eixo  $\alpha$ , enquanto que, a elipse que representa  $\mathbf{i}_q^*$  estará alinhada com o eixo  $\beta$ . Entretanto, quando  $\theta_1 \neq \theta_2$ , o ângulo  $\phi$  de inclinação da elipse é dado por:

$$\phi = \frac{\theta_1 + \theta_2}{2} \quad (1.5)$$

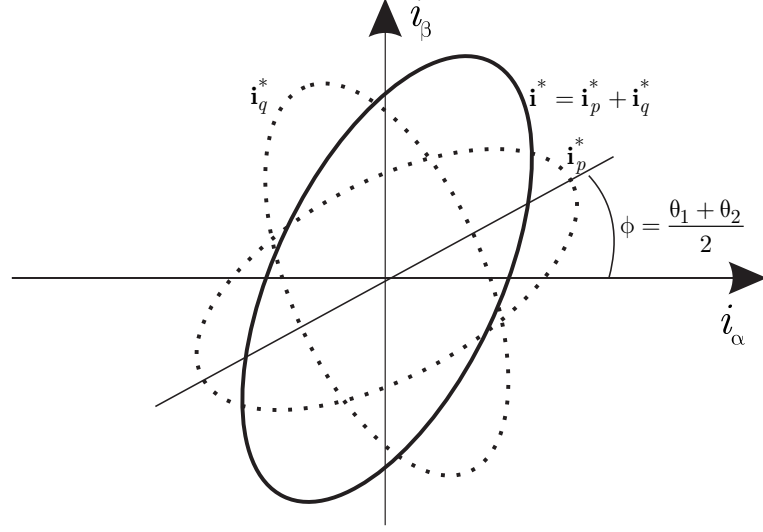


Figura 2: Elipses que representam os vetores das referências de corrente.

Com o intuito de determinar a magnitude das correntes em  $abc$ , a projeção dos seus fatores sobre as coordenadas  $\alpha\beta$  são determinadas. As correntes do vetor  $\mathbf{i}_p^*$  em coordenadas  $\alpha\beta$  podem ser expressas por:

$$\mathbf{i}_p^* = \begin{bmatrix} i_{p\alpha}^* \\ i_{p\beta}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{pL} \cos \omega t \\ I_{pS} \sin \omega t \end{bmatrix} \quad (1.6)$$

onde  $i_{p\alpha}^*$  é a parcela de corrente da potência ativa no eixo  $\alpha$  e  $i_{p\beta}^*$  a parcela de corrente da potência ativa no eixo  $\beta$ . Pela análise de (1.4), observa-se que  $I_{pL}$  é formado pela soma da parcela de sequência positiva com a parcela de sequência negativa, por outro lado,  $I_{pS}$  representa justamente a subtração destas duas componentes, ou seja:

$$\begin{aligned} I_{pL} &= P^* \left( \frac{k_a}{|v^+|} + \frac{(1 - k_a)}{|v^-|} \right) \\ I_{pS} &= P^* \left( \frac{k_a}{|v^+|} - \frac{(1 - k_a)}{|v^-|} \right) \end{aligned} \quad (1.7)$$

O mesmo procedimento pode ser feito para  $\mathbf{i}_q^*$ , resultando em:

$$\begin{aligned} I_{qL} &= Q^* \left( \frac{k_b}{|v^+|} + \frac{(1 - k_b)}{|v^-|} \right) \\ I_{qS} &= Q^* \left( \frac{k_b}{|v^+|} - \frac{(1 - k_b)}{|v^-|} \right) \end{aligned} \quad (1.8)$$

Como demonstrado em [27], as componentes  $i_{\alpha}^*$  e  $i_{\beta}^*$  podem ser expressas em função



de (1.7) e (1.8):

$$i_{\alpha}^* = k_{\alpha} \cos(\omega t + \theta_{\alpha}), \quad k_{\alpha} = \sqrt{I_{pL}^2 + I_{qS}^2}, \quad \theta_{\alpha} = \tan^{-1} \left( \frac{I_{qS}}{I_{pL}} \right) \quad (1.9)$$

$$i_{\beta}^* = k_{\beta} \cos(\omega t + \theta_{\alpha}), \quad k_{\beta} = \sqrt{I_{pL}^2 + I_{qS}^2}, \quad \theta_{\alpha} = \tan^{-1} \left( \frac{I_{qL}}{I_{pS}} \right) \quad (1.10)$$

Para determinar os valores de pico em cada uma das fases, basta calcular a projeção da elipse em cada uma das três fases. Como exemplo, considerando que  $i_a$  esteja alinhada com o eixo  $\alpha$ , o valor máximo de  $i_{\alpha}$  é o mesmo da fase 'a' dado por (1.9). Se a elipse é rotacionada de forma que  $i_b$  ou  $i_c$  estejam projetadas sobre o eixo  $\alpha$ , é possível determinar o valor máximo destas correntes. O valor máximo de corrente  $\widehat{I}$  para uma fase é calculado como:

$$\widehat{I} = \sqrt{A_1^2 + B_1^2} \quad (1.11)$$

onde  $A_1$  e  $B_1$  são dados por:

$$\begin{aligned} A_1 &= I_{pL} \cos \gamma - I_{qL} \sin \gamma \\ B_1 &= -I_{qS} \cos \gamma - I_{pS} \sin \gamma \end{aligned} \quad (1.12)$$

Para determinar a corrente máxima em  $i_a$  ( $\widehat{I} = i_a$ ), o ângulo  $\gamma = \phi$ . Para  $\widehat{I} = i_b$ , o ângulo  $\gamma = \phi + \frac{\pi}{3}$  e para  $\widehat{I} = i_c$ , o ângulo  $\gamma = \phi - \frac{\pi}{3}$ .

Como pode ser visto, a técnica permite determinar o valor das correntes em cada uma das três fases, dados os parâmetros de (1.4) e uma condição de desequilíbrio de tensão. Entretanto, a técnica necessita obter os ângulos das tensões e recalculas as referências de potência durante a situação de desequilíbrio o que não é obtido de maneira trivial.

### 1.3 Controlador de Corrente em Eixos Síncronos com Limitação de Corrente

Em [28] é proposta a injeção de correntes desequilibradas onde é realizada uma limitação das correntes estabelecendo uma pré-restrição de magnitude de corrente em eixos síncronos. O método propõem a injeção de potência ativa sincronizada com a tensão de sequência positiva e potência reativa sincronizada tanto com a sequência positiva como com a sequência negativa. Tanto as correntes como as tensões são expressas em coordenadas  $dq$  utilizando as transformadas de Park [29] e a transformada de Clarke ( $\alpha\beta$ ) [30], a estratégia esta resumida em diagrama de blocos na Figura 3. As correntes de saída do inversor, compostas por parcelas de sequência positiva ( $I_p$ ) e negativa ( $I_n$ ), podem ser

expressas por:

$$\begin{aligned} i_a &= I_p \cos(\omega t + \theta_1 + \theta_p) + I_n \cos(-\omega t - \theta_2 + \theta_n) \\ i_b &= I_p \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3} + \theta_1 + \theta_p) + I_n \cos(-\omega t - \frac{2\pi}{3} - \theta_2 + \theta_n) \\ i_c &= I_p \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3} + \theta_1 + \theta_p) + I_n \cos(-\omega t + \frac{2\pi}{3} - \theta_2 + \theta_n) \end{aligned} \quad (1.13)$$

onde  $\theta_1$  é o ângulo da tensão se sequência positiva,  $\theta_2$  é o ângulo da tensão de sequência negativa,  $\theta_p$  é o ângulo da corrente de sequência positiva em relação a tensão se sequência positiva e  $\theta_n$  é o ângulo da corrente de sequência negativa em relação a tensão se sequência negativa. Os ângulos  $\theta_1$  e  $\theta_2$  são definidos conforme mostrado na Figura 3. A corrente  $I_p$  e  $\theta_p$  são definidas como:

$$I_p = \sqrt{(i_d^p)^2 + (i_q^p)^2}, \quad \theta_p = -\tan^{-1}\left(\frac{i_d^p}{i_q^p}\right) \quad (1.14)$$

Uma vez que o método propõe que somente corrente reativa seja injetada sincronizada com a tensão de sequência negativa, a corrente  $I_n$  e  $\theta_n$  são definidas como:

$$I_n = i_d^n \quad \theta_n = -\frac{\pi}{2} \quad (1.15)$$

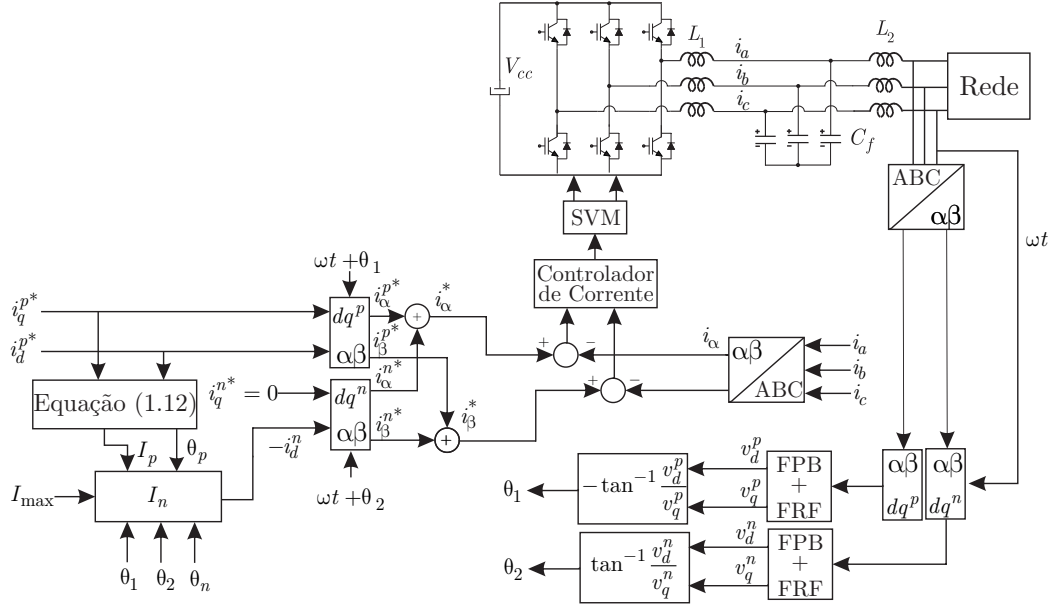


Figura 3: Diagrama de blocos do método em eixos síncronos.

A referência de corrente referente a potência ativa em eixos síncronos pode ser expressa por:

$$i_d^{p*} = \frac{2P_0^*}{3v_q^p} - \frac{v_d^p}{v_q^p} i_d^p \quad (1.16)$$

Dentro da estratégia de suporte, a restrição na magnitude da corrente é a principal contribuição deste trabalho, reescrevendo a expressão das correntes em (1.13), obtém-se:

$$\begin{aligned}i_a &= I_{a(pico)} \cos(\omega t + \delta_a) \\i_b &= I_{b(pico)} \cos(\omega t + \delta_b) \\i_c &= I_{c(pico)} \cos(\omega t + \delta_c)\end{aligned}\tag{1.17}$$

onde os ângulos  $\delta$  são dados por:

$$\begin{aligned}\delta_a &= \tan^{-1} \left[ \frac{-I_p \sin(\theta_1 + \theta_p) - I_n \sin(\theta_2 - \theta_n)}{I_p \sin(\theta_1 + \theta_p) + I_n \sin(\theta_2 - \theta_n)} \right] \\ \delta_b &= \tan^{-1} \left[ \frac{-I_p \sin(-\frac{2\pi}{3} + \theta_1 + \theta_p) - I_n \sin(\frac{2\pi}{3} + \theta_2 - \theta_n)}{I_p \sin(-\frac{2\pi}{3} + \theta_1 + \theta_p) + I_n \sin(\frac{2\pi}{3} + \theta_2 - \theta_n)} \right] \\ \delta_c &= \tan^{-1} \left[ \frac{-I_p \sin(\frac{2\pi}{3} + \theta_1 + \theta_p) - I_n \sin(-\frac{2\pi}{3} + \theta_2 - \theta_n)}{I_p \sin(\frac{2\pi}{3} + \theta_1 + \theta_p) + I_n \sin(-\frac{2\pi}{3} + \theta_2 - \theta_n)} \right]\end{aligned}\tag{1.18}$$

e os valores de pico das correntes podem ser expressos por:

$$\begin{aligned}I_{a(pico)} &= \sqrt{I_p^2 + I_n^2 + 2I_p I_n \cos \lambda} \\ I_{b(pico)} &= \sqrt{I_p^2 + I_n^2 + 2I_p I_n \cos \left( \lambda + \frac{2\pi}{3} \right)} \\ I_{c(pico)} &= \sqrt{I_p^2 + I_n^2 + 2I_p I_n \cos \left( \lambda - \frac{2\pi}{3} \right)} \\ \lambda &= \theta_2 - \theta_n - \theta_1 - \theta_p.\end{aligned}\tag{1.19}$$

O valor de pico máximo ocorre em fases distintas, sendo assim, para um dado  $I_p$  um  $I_n$  correspondente é calculado dependendo do valor de  $\lambda$ . Por exemplo, para  $-\frac{\pi}{3} \leq \lambda < \frac{\pi}{3}$  o  $I_{max} = I_{a(pico)}$ , logo  $I_n$  é dado por:

$$I_n = -I_p \cos(\lambda) + \sqrt{I_p^2 (\cos^2(\lambda) - 1) + I_{max}^2}.\tag{1.20}$$

Para  $\frac{\pi}{3} \leq \lambda < \pi$ ,  $I_{max} = I_{b(pico)}$  e  $I_n$  é calculada por:

$$I_n = -I_p \cos\left(\lambda + \frac{4\pi}{3}\right) + \sqrt{I_p^2 (\cos^2\left(\lambda + \frac{4\pi}{3}\right) - 1) + I_{max}^2}.\tag{1.21}$$

E finalmente, para  $\pi \leq \lambda < -\frac{5\pi}{3}$ ,  $I_{max} = I_{a(pico)}$  e  $I_n$  é dado por:

$$I_n = -I_p \cos\left(\lambda - \frac{4\pi}{3}\right) + \sqrt{I_p^2 (\cos^2\left(\lambda - \frac{4\pi}{3}\right) - 1) + I_{max}^2}\tag{1.22}$$

Este método permite que se estabeleça uma corrente de pico máxima de saída e que

as referências de potências ativa e reativa sincronizadas com a sequência positiva sejam sintetizadas. O restante da capacidade de corrente é utilizada para injetar corrente reativa sincronizada com a sequência negativa. Entretanto, a implementação em eixos síncronos requer que os ângulos de todas as corrente e tensões sejam obtidas de maneira precisa para que a limitação de corrente tenha êxito.

Ambas as estratégias apresentam soluções viáveis para a limitação de corrente tanto para a implementação em eixos síncronos como para eixos estacionários. Entretanto, apresentam uma considerável complexidade na implementação, principalmente no que se refere a obtenção dos ângulos das tensões, cômputo dos limites de potência ativa durante o suporte.

## 1.4 Método de Limitação Proposto na Tese

Neste trabalho é proposto uma abordagem distinta das propostas na literatura e apresentadas acima. O objetivo é determinar um metodologia simples que permita limitar a corrente máxima na saída do conversor durante a operação com correntes desequilibradas. O controlador de corrente utilizado no desenvolvimento do trabalho é o controlador em eixos estacionários, devido a facilidade de implementação e possibilidade de rastrear as componentes de sequência sem a necessidade de estruturas adicionais. Como referência para o projeto e para o desenvolvimento da estratégia proposta é tomado como parâmetro o código alemão [19].

A magnitude da corrente para o suporte de reativos durante um afundamento de tensão é calculado por:

$$I_q = \frac{K(V^+ - \bar{V}_1^+) - V_d}{V_n} I_{nom} \quad (1.23)$$

onde o ganho  $K$  pode ter seu valor ajustado entre 1 a 10, dependendo da demanda de reativos definido pelo operador do sistema elétrico,  $V^+$  é a magnitude da tensão de sequência positiva, logo após o afundamento de tensão ocorrer,  $\bar{V}_1^+$  é o valor médio do valor RMS durante sessenta segundos da tensão de sequência positiva antes do afundamento de tensão ocorrer,  $V_n$  é a tensão RMS de linha nominal nos terminais do conversor do lado da rede.  $V_d$  é o tamanho da zona morta na qual o suporte de reativos não é requerido e  $I_{nom}$  é a corrente RMS de linha na saída do conversor. Conseqüentemente, a referência de potência reativa pode ser expressa como:

$$Q^* = 3V^+ I_q. \quad (1.24)$$

As regras do código de rede considerado estabelecem que no caso de um afundamento de tensão equilibrado, o aerogerador deve ser capaz de injetar até 100% da sua capacidade de corrente para promover o suporte de tensão. Durante um afundamento desequilibrado, o suporte de reativos só inicia se o desvio na tensão de sequência positiva for superior à magnitude da zona morta, ou seja,  $V^+ < 0,9V_n$ . Nesta situação, o aerogerador deve ser capaz de utilizar até 40% de sua capacidade nominal para o suporte de corrente reativa. Além disso, durante um afundamento de tensão a corrente associada à potência ativa deve ser reduzida em benefício da corrente reativa. Em [31], o modo de operação de um aerogerador durante afundamentos de tensão é demonstrado. Apenas correntes sincronizadas com a sequência positiva são utilizadas durante o suporte. Durante afundamentos de tensão desequilibrados, até 40% da capacidade de corrente deve ser utilizada para o suporte de reativos.

Neste contexto é interessante observar que tradicionalmente os aerogeradores têm fatores de utilização que variam entre 20% a 40% [32], sendo bastante provável que durante um afundamento de tensão desequilibrado, boa parte da capacidade de corrente do conversor esteja ociosa. As correntes na saída do conversor podem variar entre a sua amplitude máximas  $I_{max}$  e  $-I_{max}$ . Além disso, assume-se também que as correntes de saída, em uma configuração a três fios respeitam a condição  $i_a + i_b + i_c = 0$ . Aplicando a transformada  $\alpha\beta$  em  $\mathbf{i}_{abc}$  obtém-se :

$$\mathbf{i}_{\alpha\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \mathbf{i}_{abc}, \quad (1.25)$$

onde  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}$  é o vetor de correntes em coordenadas  $\alpha\beta$ . Mapeando todos os possíveis vetores  $\mathbf{i}_{abc}$  no plano  $\alpha\beta$ , as correntes máximas previamente definidas resultam em um hexágono no plano  $\alpha\beta$  como mostrado na Figura 4. Este representa o limite das correntes de referência que garante que as correntes em  $abc$  não ultrapassem este limite pré-estabelecido. Uma boa alternativa para o suporte de reativos durante afundamentos desequilibrados coincidindo com o aerogerador operando com baixos níveis de potência ativa, é a injeção de corrente sincronizada com a sequência negativa para reduzir o fator de desequilíbrio entre as tensões no ponto de conexão. As referências de corrente de potência ativa e reativa propostas neste trabalho são:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P^*}{|\mathbf{v}^+|^2} \mathbf{v}^+, \quad (1.26)$$

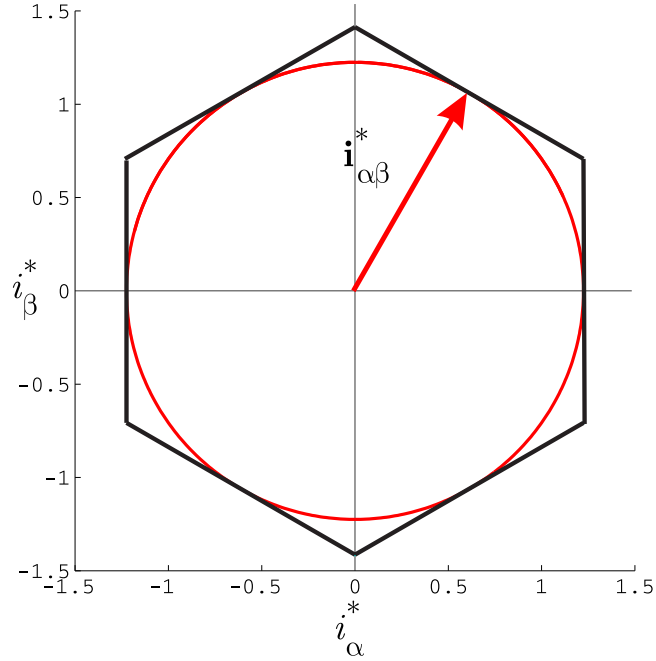


Figura 4: Hexágono que descreve o limite das correntes de referência em  $\alpha\beta$  que garante que  $\mathbf{i}_{abc}$  não ultrapassem  $I_{max}$  e  $-I_{max}$ .

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{Q^*}{|\mathbf{v}^+|^2} \mathbf{v}_\perp^+ + \frac{B^*}{|\mathbf{v}^-|^2} \mathbf{v}_\perp^- \quad (1.27)$$

onde  $B^*$  é a referência de potência reativa sincronizada com a tensão de sequência negativa. A equação (1.26) mostra que não é considerada corrente de sequência negativa associada com a potência ativa. O objetivo do trabalho é determinar a potência  $B^*$ , que possibilite o suporte de potência reativa associada com a sequência negativa, de modo que a elipse formada pelo vetor de correntes de referência no plano  $\alpha\beta$  permaneça dentro de limites máximos de corrente pré-estabelecidos e dentro da curva de capacidade do conversor.

## 1.5 Objetivos da Tese

O objetivo geral desta tese é analisar e propor soluções para o controle de inversores conectados à rede durante afundamentos de tensão, utilizados em aerogeradores de conversor pleno. Os objetivos específicos são:

- Revisão e contextualização dos principais requisitos de conexão em países com diferentes níveis de inserção da energia eólica;
- Análise e projeto de um sistema de sincronismo capaz de manter o conversor do lado da rede operando durante afundamentos equilibrados que levem a tensão extremamente baixas nos terminais da máquina;

- Reconhecer problemas e propor soluções viáveis para otimizar o desempenho de controladores de corrente aplicados a conversores conectados à rede através de filtro-*LCL* para operarem durante os transitórios de início e fim de afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados;
- Desenvolvimento de uma estratégia de geração de referências de corrente para suporte de reativos durante afundamentos de tensão desequilibrados sem ultrapassar o limite de corrente do conversor;
- Verificação experimental das propostas apresentadas.

## 1.6 Organização da Tese

Esta tese está organizada da seguinte maneira: o capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica sobre os afundamentos de tensão nos sistemas de potência e como as diferentes tecnologias de aerogeradores reagem frente à estes afundamentos. O capítulo 3 trata dos requisitos presentes nos códigos de rede de diversos países que são relevantes na análise do comportamento dos aerogeradores durante afundamentos de tensão. O capítulo 4 trata do sistema de sincronismo e da malha de controle de corrente e suas adaptações para o funcionamento frente a afundamentos de tensão. O capítulo 5 apresenta e compara as principais estratégias de geração de referências de corrente utilizadas para o suporte de corrente reativa durante afundamentos de tensão e a estratégia para a limitação da corrente de saída durante afundamentos de tensão desequilibrados. Finalmente, o capítulo 6 resume as principais conclusões e contribuições desta tese e sugere temas para trabalhos futuros.

## 1.7 Artigos Publicados

Os artigos publicados durante o período do doutoramento e relacionados ao tema da tese são:

- GABE, I. J. ; Montagner V.F. ; Massing J. R. ; GRIGOLETTO, F. B. ; Pinheiro H. Projeto e implementação de um controlador de corrente robusto para inversores com filtro LCL conectados à rede com incertezas paramétricas. SBA. Sociedade Brasileira de Automática, v. 20, p. 94-104, 2009.

- GABE, I. J. ; Hilton Abílio Gründling ; Pinheiro H. Design of a voltage sag generator based on impedance switching. In: IECON 2011, 2011, Melbourne. IECON 2011 - 37th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Soc, 2011. p. 3140-3145.
- GABE, I. J. ; Montagner V.F. ; Pinheiro H. . Design and Implementation of a Robust Current Controller for VSI Connected to the Grid Through an LCL Filter, IEEE Transactions on Power Electronics, v. 24, p. 1444-1452, 2009.
- GABE, I. J. ; PALHA, F. K. ; Pinheiro H. . Grid Connected Voltage Source Inverter Control During Voltage Dips. In: Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, 2009, Porto. 35th iecon proceedings, 2009.
- GABE, I. J. ; Pinheiro H. . Impact of Unbalance Voltage Dips on the Behaviour of Voltage Source Inverters. In: 10th Brazilian Power Electronics Conference, 2009, Bonito-MS. Anais 10 COBEP, 2009.
- GABE, I. J. ; Montagner V.F. ; Massing J. R. ; GRIGOLETTO, F. B. ; Pinheiro H. . Controle Robusto com Restrição de Estrutura e Atraso Aplicado Experimentalmente à um Inversor Trifásico. In: Congresso Brasileiro de Automática, 2008, Juiz de Fora-MG. Anais do XVII Congresso Brasileiro de Automática, 2008.
- GABE, I. J. ; Pinheiro H. . Estimador de Estados Multirate Aplicado ao Controle de Inversores PWM Conectados à Rede. In: Congresso Brasileiro de Automática, 2008, Juiz de Fora-MG. Anais do XVII Congresso Brasileiro de Automática, 2008.



## **2 AFUNDAMENTOS DE TENSÃO E TECNOLOGIAS DE AEROGERADORES**

### **2.1 Introdução**

Este capítulo disserta sobre as tecnologias de aerogeradores utilizados atualmente e o seu comportamento frente a afundamentos de tensão. Controle de corrente, sincronismo, controle de potência ativa e reativa são questões fundamentais para a operação do aerogerador. As condições extremas impostas por afundamentos de tensão e a exigências dos códigos de rede comprometem o uso de algumas tecnologias de aerogeradores. Na próxima seção, será tratada a classificação dos afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados. A seguir será feita uma revisão das tecnologias clássicas utilizadas em aerogeradores, seu comportamento frente aos afundamentos de tensão e suas perspectivas de uso em relação a evolução das exigências dos códigos de rede.

### **2.2 Afundamentos de Tensão**

Tomando como referências as definições dos indicadores de desempenho do PROREDEONS [33], as Variações de Tensão de Curta Duração (VTCD) podem ser classificadas conforme sumarizado na Tabela 1. Uma VTCD pode ser descrita como um evento aleatório de tensão caracterizado por desvio significativo, por curto intervalo de tempo, do valor eficaz da tensão. Calcula-se o valor eficaz da tensão a partir da média quadrática dos valores instantâneos da tensão, em período mínimo de meio ciclo e máximo de um ciclo. A VTCD refere-se normalmente à tensão fase-neutro e é descrita monofasicamente pelos parâmetros amplitude e duração. A amplitude da VTCD é definida pelo valor extremo do valor eficaz da tensão em relação à tensão nominal do sistema no ponto considerado, enquanto perdurar o evento. Por sua vez, a duração da VTCD é definida pelo intervalo

Tabela 1: Denominação das variações de tensão de curta duração.

Denominação	Duração da variação	Amplitude
Interrupção momentânea	$\leq$ a 3 (três) seg.	inferior a 0,1 pu
Afundamento momentâneo	$\geq 1/60$ e $\leq$ a 3 (três) seg.	$\geq$ a 0,1 e $<$ a 0,9 pu
Elevação momentânea	$\geq$ a 1/60 e $\leq$ a 3 (três) seg.	$>$ a 1,1 pu
Interrupção temporária	$\geq$ a 3 (três) seg. e $\leq$ a 1 (um) min.	$<$ a 0,1 pu
Afundamento temporário	$\geq$ a 3 (três) seg. e $\leq$ a 1 (um) min.	$\geq$ a 0,1 e $<$ a 0,9 pu
Elevação temporária	$\geq$ a 3 (três) seg. e $\leq$ a 1 (um) min.	$>$ a 1,1 pu

de tempo decorrido entre o instante em que o valor eficaz da tensão em relação à tensão nominal do sistema no ponto considerado ultrapassa determinado limite e o instante em que essa variável volta a cruzar esse limite.

Conforme a Tabela-1, quanto a duração podemos distinguir duas categorias: momentâneo e temporário. Os eventos de tensão considerados para fins de suporte de reativos de aerogeradores são em geral os afundamentos momentâneos de tensão, podendo se estender até dentro do período de afundamentos temporários de tensão. A amplitude de um afundamento devido a faltas no sistema elétrico depende do ponto da falta e a duração é atrelado aos tempos de atuação dos sistema de proteção. Por outro lado, a frequência com que o evento ocorre depende das estatísticas de faltas na barra de interesse.

A magnitude dos afundamentos de tensão dependem basicamente da distância elétrica entre o ponto considerado e a falta, neste caso, os seguintes fatores tem influência [34]:

- Mudança na Topologia de Rede;
- Tipo de transformadores entre a falta e o PCC;
- Tipo da rede (Radial ou Anel);
- Impedância de curto circuito.

A nível do sistema de transmissão, as faltas mais frequentes no sistema de potência são as desequilibradas com predominância das faltas fase-terra, representando mais de 90% dos casos [35, 36]. Como consequência, os afundamentos de tensão desequilibrados são os de maior incidência. Os afundamentos de tensão provenientes de faltas no sistema foram classificados em 7 tipos distintos, dependendo da tipo de falta que as originou e a sua propagação através de transformadores com conexão  $\Delta - Y$  [37]. Considerando uma falta trifásica para a terra no ponto F do sistema de potência representado na Figura 5, um

afundamento de tensão se estabelece a partir do momento de início da falta até a atuação da proteção e isolamento da falta. Como a tensão remanescente durante o afundamento depende do valor da impedância de falta bem como dos parâmetros da linha, no caso da impedância de falta ser zero, a tensão remanescente no ponto da falta também seria zero, e diferente de zero para os outros pontos do sistema, mas sempre inferior a tensão de pré-falta. Para se calcular a tensão remanescente em um dado ponto do sistema é necessário determinar um ponto de acoplamento comum entre o ponto da falta e o ponto que se deseja saber a tensão remanescente.

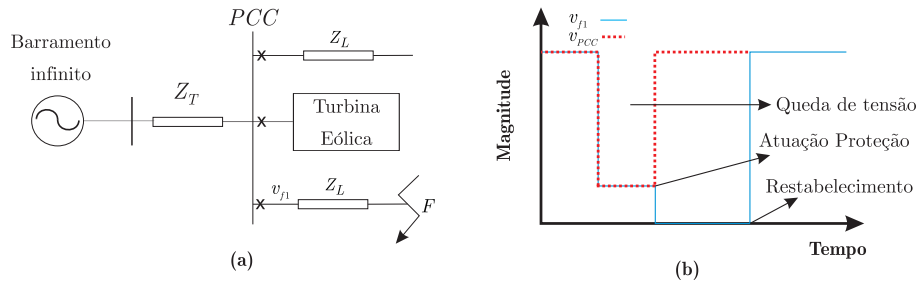


Figura 5: (a) Falta em um alimentador conectado a mesma barra do gerador eólico, (b) Tensão no alimentador e na subestação.

A tensão remanescente devido a afundamentos de tensão equilibrados pode ser dado por:

$$V_{cc} = \frac{Z_T}{Z_T + Z_L} V_{pf} \quad (2.1)$$

onde  $V_{pf}$  é a tensão pré-falta. A equação (2.1) dá uma relação direta entre a tensão remanescente e a localização da falta. Em [38] esta expressão é usada como base para caracterizar os afundamentos de tensão desequilibrados. A impedância no local da falta é considerada nula. Logicamente, no caso de faltas desequilibradas é requerido o conhecimento das impedâncias de sequência negativa e zero. A Figura 6 mostra as três possibilidades de faltas desequilibradas em um sistema trifásico, por sua vez a Figura 7 mostra os diagramas de sequência resultantes em cada um dos casos.

Tomando a falta fase-fase como exemplo, do diagrama de sequência é possível verificar que a tensão de sequência positiva no PCC pode ser expressa por:

$$v_a^+ = \left( 1 - \frac{Z_T^+}{(Z_T^+ + Z_T^- + Z_L^+ + Z_L^-)} \right) V_{pf} \quad (2.2)$$

da mesma forma, a tensão de sequência negativa pode ser expressa por:

$$v_a^- = \left( \frac{Z_T^-}{(Z_T^+ + Z_T^- + Z_L^+ + Z_L^-)} \right) V_{pf} \quad (2.3)$$

e a tensão de sequência zero é nula nesse caso. A severidade da falta em determinado

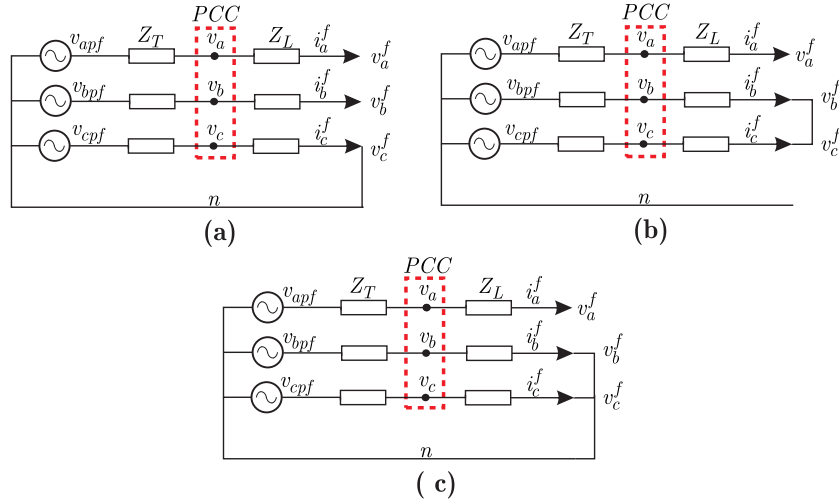


Figura 6: (a) Representação trifásica de uma falta fase-terra, (b) Representação trifásica de uma falta fase-fase, (c) Representação trifásica de uma falta fase-fase-terra.

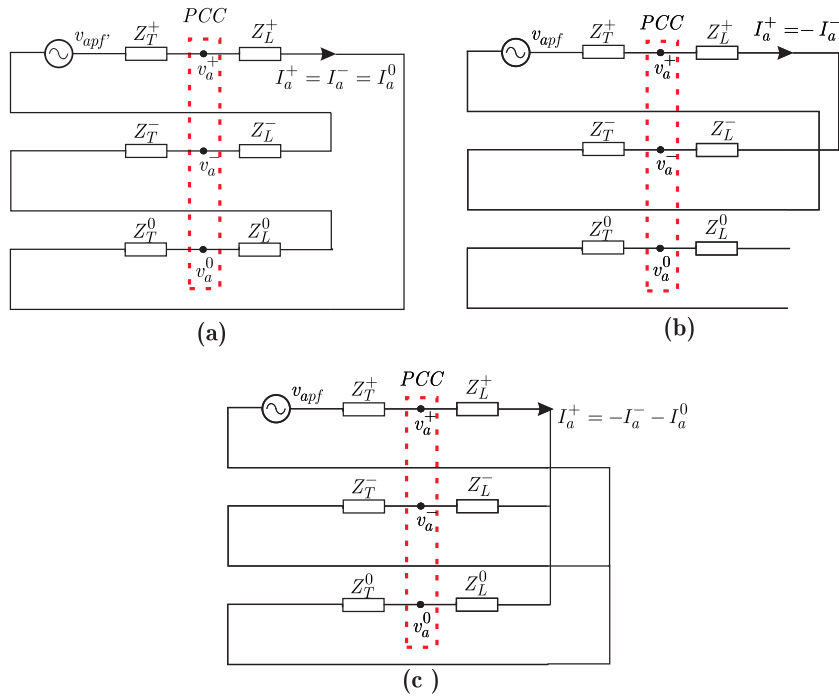


Figura 7: Componentes de seqüência relativas a fase "a", (a) circuito equivalente para falta fase-terra, (b) circuito equivalente para a falta fase-fase e (c) circuito equivalente fase-fase-terra.

ponto pode ser medida pelo parâmetro  $W$ , que define a relação entre as impedâncias da linha que sofre a falta e a fonte, que para este caso é definido como:

$$v_a^+ - v_a^- = W V_{pf} \quad (2.4)$$

onde  $W$  é expresso por:

$$W = \frac{Z_L^+ + Z_L^-}{(Z_T^+ + Z_T^- + Z_L^+ + Z_L^-)} \quad (2.5)$$

Para cada tipo de falta, um parâmetro  $W$  distinto é obtido pelo mesmo procedimento.

Logo, é possível caracterizar cada os sete diferentes tipos de afundamentos de tensão [37].

- Faltas tipo A ( $3\phi$ ): O tipo A representa a queda de tensão balanceada resultante de uma falta trifásica. Na maioria dos sistemas, menos de 5% das faltas resultam em afundamentos de tensão simétricos. Do ponto de vista do sistema de sincronismo, esta é a falta menos desafiadora, uma vez que surge apenas uma variação de magnitude na tensão de sequência positiva. As tensões em  $abc$  no PCC podem ser dadas por:

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2} \\ -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} W v_{apf} \quad (2.6)$$

A decomposição em componentes simétricas resulta em:

$$\begin{bmatrix} v_a^+ \\ v_a^- \\ v_a^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} W v_{apf} \quad (2.7)$$

A constante  $W$  é dada por:

$$W = \frac{Z_L^+}{Z_T^+ + Z_L^+} \quad (2.8)$$

O diagrama fasorial para este afundamento está mostrado na Figura 8(a) e na Figura 8(b) são mostradas as formas de onda das tensões de fase para um sistema com tensão nominal de linha de  $690 V_{rms}$ .

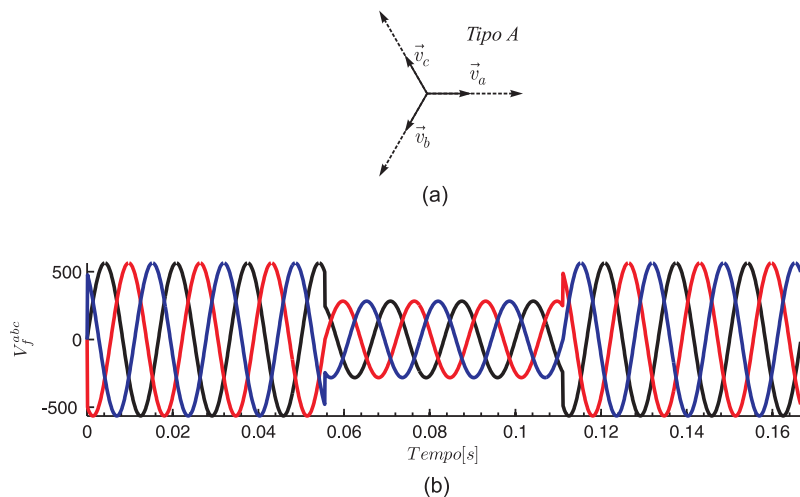


Figura 8: (a) Diagrama fasorial para um afundamento simétrico de 0.5 pu, (b) Formas de onda das tensões de fase.

- Falta Tipo B ( $1\phi$ ): O tipo B é o afundamento causado por uma falta fase-terra. é o mais comum nos sistemas de potência representando aproximadamente 70% dos eventos. Como nesta falta está presente uma componente de sequência zero, a propagação do afundamento de tensão pelo sistema depende do tipo de aterramento utilizado. As tensões em  $abc$  no PCC podem ser dadas por:

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W \\ -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2} \\ -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.9)$$

$$\begin{bmatrix} v_a^+ \\ v_a^- \\ v_a^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}(2 + W) \\ -\frac{1}{3}(1 - W) \\ -\frac{1}{3}(1 - W) \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.10)$$

$$W = \frac{Z_L^+ + Z_L^-}{3Z_T + Z_L^+ + Z_L^- + Z_L^0} \quad (2.11)$$

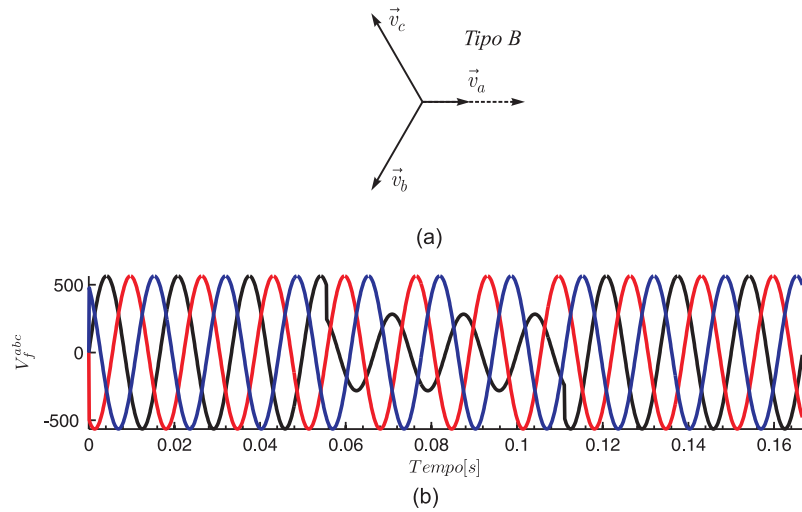


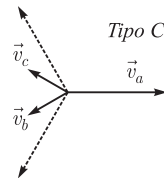
Figura 9: (a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do Tipo B, (b) Formas de onda das tensões de fase.

- Falta Tipo C ( $2\phi$ ): O afundamento de tensão do tipo C é causado por uma falta fase-fase ou ser consequência da propagação da falta do tipo B por um transformador  $\Delta - Y$ . As tensões em  $abc$  no PCC podem ser dadas por:

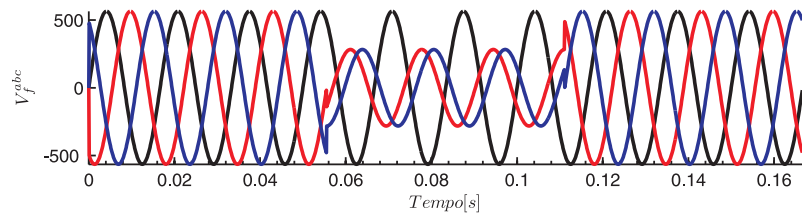
$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}W \\ -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}W \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.12)$$

$$\begin{bmatrix} v_a^+ \\ v_a^- \\ v_a^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{2}(1+W) \\ \frac{1}{2}(1-W) \\ 0 \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.13)$$

$$W = \frac{Z_L^+ + Z_L^-}{2Z_T + Z_L^+ + Z_L^-} \quad (2.14)$$



(a)



(b)

Figura 10: (a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo C, (b) Formas de onda das tensões de fase.

- Falta Tipo D ( $1\phi$ ): Afundamento resultante da propagação do tipo D através de transformadores  $\Delta - Y$ .

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W \\ -\frac{1}{2}W - j\frac{\sqrt{3}}{2} \\ -\frac{1}{2}W + j\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.15)$$

$$\begin{bmatrix} v_a^+ \\ v_a^- \\ v_a^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{2}(1+W) \\ -\frac{1}{2}(1-W) \\ 0 \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.16)$$

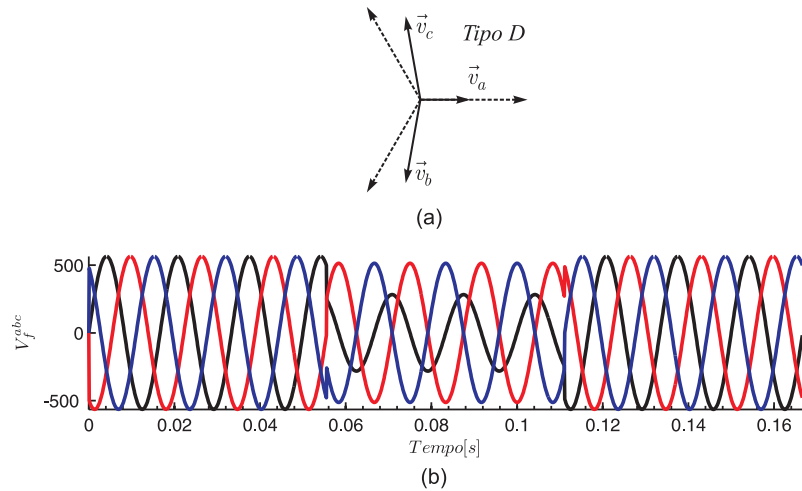


Figura 11: (a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo D, (b) Formas de onda das tensões de fase.

- Falta Tipo E ( $2\phi t$ ): O afundamento do tipo E é resultante de uma falta fase-fase para a terra.

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ -\frac{1}{2}W - j\frac{\sqrt{3}}{2}W \\ -\frac{1}{2}W + j\frac{\sqrt{3}}{2}W \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.17)$$

$$\begin{bmatrix} v_a^+ \\ v_a^- \\ v_a^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}(1 + 2W) \\ \frac{1}{3}(1 - W) \\ \frac{1}{3}(1 - W) \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.18)$$

$$W = \frac{Z_L^+}{Z_T + Z_L^+} \quad (2.19)$$

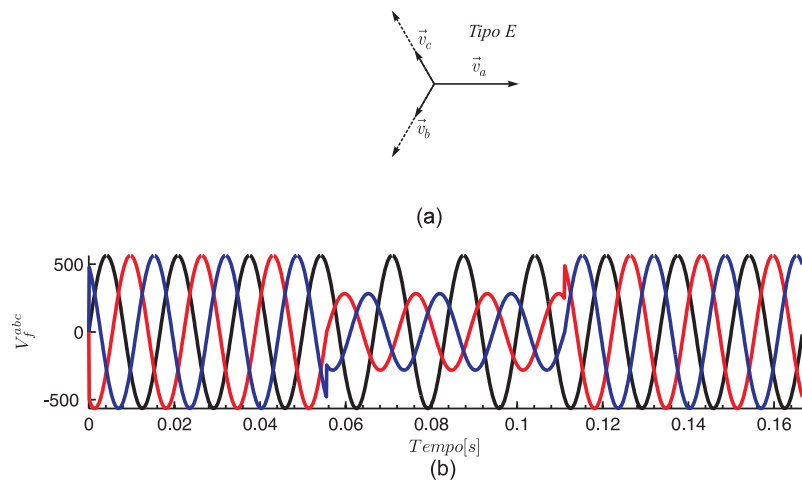


Figura 12: (a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo E, (b) Formas de onda das tensões de fase.



- Falta Tipo F ( $2\phi\Delta - Y$ ): O afundamento do tipo F resulta da propagação de uma falta fase-fase através de um transformador  $\Delta - Y$ .

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W \\ -\frac{1}{2}W - j\left(\frac{2+W}{\sqrt{12}}\right) \\ -\frac{1}{2}W + j\left(\frac{2+W}{\sqrt{12}}\right) \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.20)$$

$$\begin{bmatrix} v_a^+ \\ v_a^- \\ v_a^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}(1+2W) \\ -\frac{1}{3}(1-W) \\ 0 \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.21)$$

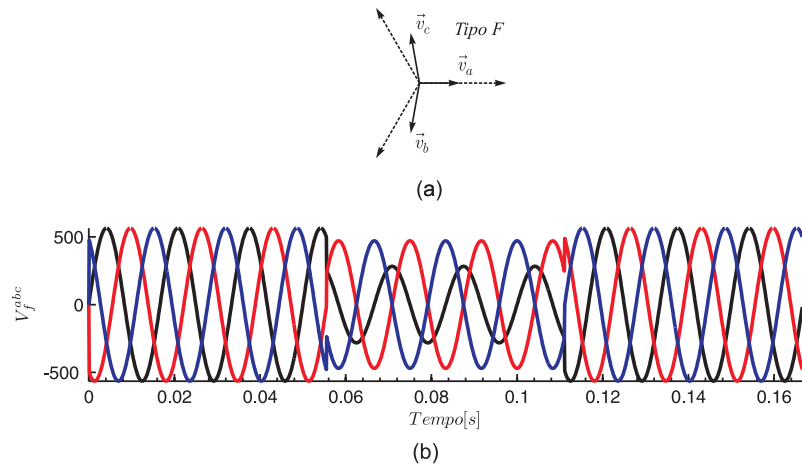


Figura 13: (a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo F, (b) Formas de onda das tensões de fase.

- Falta Tipo G ( $2\phi2\Delta - Y$ ): Este afundamento é resultante da propagação de uma falta fase-fase através de dois transformadores  $\Delta - Y$ .

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}(2+W) \\ -\frac{2+W}{6} - j\frac{\sqrt{3}}{2}W \\ -\frac{2+W}{6} + j\frac{\sqrt{3}}{2}W \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.22)$$

$$\begin{bmatrix} v_a^+ \\ v_a^- \\ v_a^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}(1+2W) \\ -\frac{1}{3}(1-W) \\ 0 \end{bmatrix} v_{apf} \quad (2.23)$$

Além de faltas, afundamentos de tensão podem também ser provocados por sobrecarga e partida de grandes motores de indução, sendo estas de menor incidência e impacto em sistemas de geração eólica. No que diz respeito a operação de inversores conectados à rede, as características dos afundamentos mais relevantes são a magnitude, a duração e

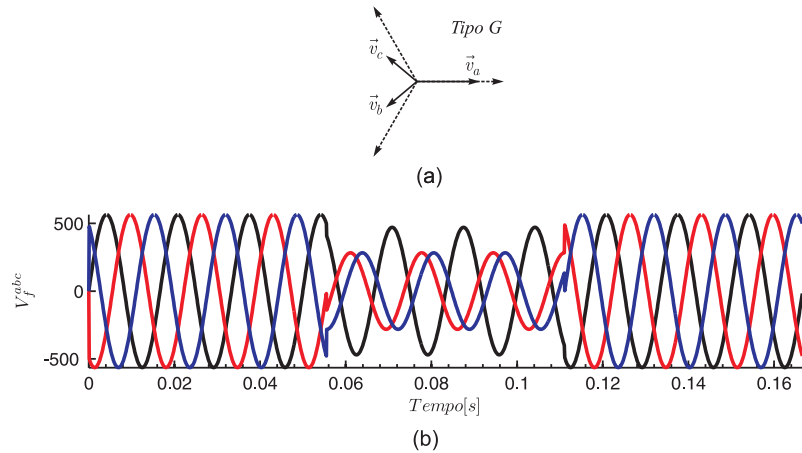


Figura 14: (a) Diagrama fasorial para um afundamento desequilibrado do tipo G, (b) Formas de onda das tensões de fase.

o salto de fase. O salto angular da fase da tensão está relacionado com a localização da falta e dos parâmetros da linha [38–41].

O salto angular de tensão é definido pela relação entre as constantes  $X/R$  da linha de transmissão em relação a linha onde está localizado a falta. A impedância da linha de transmissão  $Z_T$  e da linha do alimentador  $Z_L$  são dadas por:

$$\begin{aligned} Z_T &= R_T + jX_T \\ Z_L &= R_L + jX_L \end{aligned} \quad (2.24)$$

O argumento da função complexa remanescente é dada por:

$$\Delta\Phi = \arctan\left(\frac{X_L}{R_L}\right) - \arctan\left(\frac{X_L + X_T}{R_L + R_T}\right) \quad (2.25)$$

No caso de faltas desequilibradas, o salto angular de tensão ainda está presente e depende da diferença entre as relações  $X/R$ . Entretanto, para a faltas desequilibradas fase-terra e fase-fase-terra, são levadas em consideração as impedâncias de sequência zero o que leva a valores de salto angular caracterizadamente menores em relação a falta trifásica. Entretanto, neste caso a extração das componentes de sequência deve ser efetiva, a fim de garantir a geração de sinais de referência de maneira suave.

## 2.3 Tecnologias de Aerogeradores

As tecnologias aerogeradores podem atender, em diferentes níveis, os requisitos estabelecidos nos códigos de rede. A seguir serão descritas as principais topologias e seu comportamento frente a afundamentos de tensão.

### 2.3.1 Geradores de indução com gaiola de esquilo operando em velocidade fixa

Este gerador opera diretamente conectado à rede, sem dispositivos permanentes de conversão entre o estator da máquina e o PCC como visto na Figura 15. A velocidade do rotor é praticamente fixa. Este gerador fornece potência reativa durante afundamentos de tensão e consome potência reativa no reestabelecimento. Este efeito evita que a tensão recupere a sua condição pré-falta e pode induzir oscilações de tensão [42].

Uma variação deste esquema é mostrado na Figura 16, esta máquina tem o seu rotor bobinado e conectado à resistores, permitindo a sua operação numa faixa variável de velocidades, em torno 10% da velocidade nominal da máquina. Esta configuração trás a vantagem de aliviar o *stress* mecânico e melhorar a qualidade da energia injetada na rede evitando oscilações bruscas de potência ativa. Os excessos de potência são dissipados nos resistores conectados ao rotor.

Como o comportamento dinâmico da máquina de indução em relação à afundamentos de tensão não pode ser melhorado, a instalação de compensadores estáticos de reativos são uma alternativa apresentada na literatura [43]. O controle do ângulo de ataque da turbina torna possível limitar a aceleração do rotor durante afundamentos, entretanto, devido a limitações físicas deste tipo de controle, a sua efetividade é bastante reduzida.

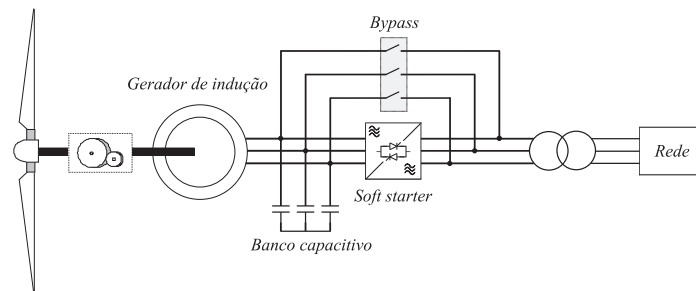


Figura 15: Aerogerador equipado com gerador de indução com rotor em gaiola de esquilo.

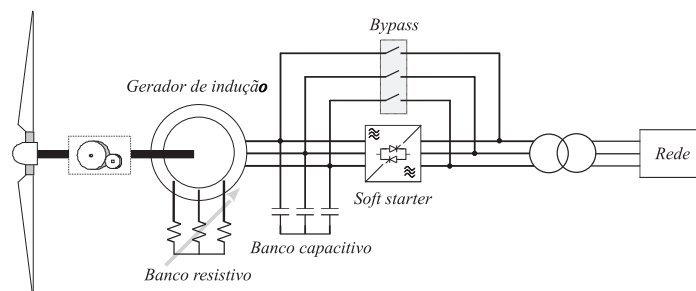


Figura 16: Aerogerador equipado com gerador de indução com rotor bobinado conectado a um resistor variável.

### 2.3.2 Gerador de indução duplamente alimentado de velocidade variável - GIDA

Neste conceito, o estator do gerador está diretamente conectado com a rede, enquanto que, o rotor é conectado através de dois conversores alimentados em tensão em cascata (retificador-inversor) como mostrado na Figura 17. O conversor do lado do rotor excita os enrolamentos do rotor do gerador com frequências variadas, permitindo assim a operação em velocidade variável, ao mesmo tempo, este conversor pode controlar o torque e a potência reativa entre o barramento CC e a rede elétrica. O conversor do lado da rede é responsável pela transferência de potência ativa e reativa. Estes conversores podem ser controlados de tal forma a contribuir no controle de frequência e tensão com um conversor ligado no rotor do gerador.

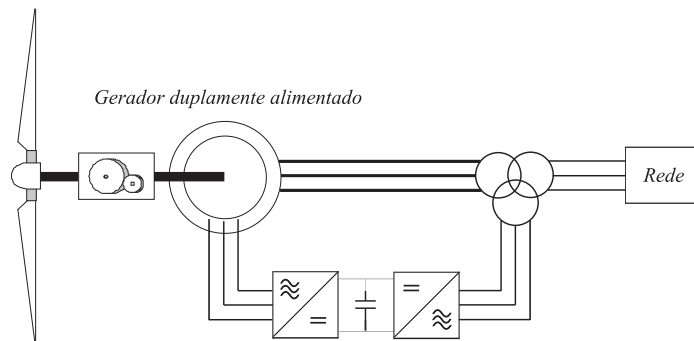


Figura 17: Aerogerador equipado com gerador de indução duplamente alimentado.

Durante afundamentos de tensão desequilibrados, uma ou mais tensões caem abruptamente o que resulta em altas correntes no estator da máquina assíncrona. Através do acoplamento magnético entre os enrolamentos estatóricos e rotóricos, altas tensões são induzidas no rotor e conseqüentemente, altas correntes fluirão pelo conversor do lado do rotor comprometendo o seu desempenho durante o afundamento desequilibrado [44]. Além disso, o afundamento de tensão impede que o conversor do lado da rede injete potência ativa para a rede e a tensão do barramento CC poderá subir. Para proteger os conversores o GIDA é equipado com um circuito de proteção "crowbar" que curto-circuita os terminais do rotor, transformando o DFIG em um gerador síncrono normal [45, 46]. Atualmente este aerogerador tem uma fração do mercado de aerogeradores proporcional a 50% [47], entretanto as dificuldades associadas em atender os códigos de rede vem limitando o seu uso [48].

### 2.3.3 Gerador com conversor pleno - GCP

Aerogeradores com conversor pleno CA/CC/CA podem ser equipados tanto com gerador síncrono como assíncrono, sendo o primeiro o mais utilizado. O gerador síncrono é geralmente utilizado neste tipo de aerogerador, geralmente projetado para operar em baixas velocidades, ou o gerador síncrono de ímãs permanentes. A presença do conversor pleno possibilita a operação em uma ampla faixa de velocidades do vento. Esta configuração também permite o controle total sobre a potência reativa de saída durante faltas, utilizando a capacidade máxima do conversor para o suporte de corrente reativa. A instalação de um gerador com conversor pleno próximo a outras turbinas equipadas com gerador de indução operando em velocidade fixa pode melhorar o desempenho destas durante afundamentos de tensão [49].

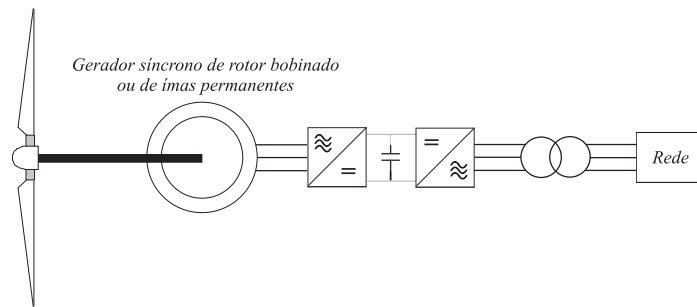


Figura 18: Aerogerador equipado com gerador síncrono e conversor pleno.

Em um comparativo entre as tecnologias de aerogeradores, em termos de eficiência, o gerador síncrono com ímã permanente e conversor pleno é o que produz as menores perdas entre todas as topologias [47]. Entretanto, nos quesitos de custo, tamanho e peso, o GIDA se apresenta melhor. Entretanto, devido aos problemas operacionais durante afundamentos de tensão essa tecnologia vem perdendo espaço no mercado em relação às de conversor pleno.

Além disso, o sobredimensionamento da capacidade de corrente do conversor aumenta a sua capacidade em contribuir para o suporte de tensão da rede [10]. Outra vantagem do GCP em comparação com o GIDA é o comportamento dinâmico durante faltas desequilibradas.

Comparando-se o GCP com os tradicionais geradores síncronos diretamente conectados, pode-se concluir que:

- Conversores alimentados em tensão tem um nível de sobrecorrente muito próximo ao nominal, caso este limite seja excedido, mesmo num intervalo de tempo pequeno,

o conversor pode ser danificado;

- Se por um lado o GCP tem um limite de corrente bem estabelecido, a configuração *back-to-back* permite desacoplar as dinâmicas do aerogerador em relação a rede, possibilitando o conversor do lado da rede impor as correntes de saída estabelecidas pelo seu sistema de controle;
- Geradores síncronos tem uma relação entre frequência de operação e potência ativa de saída. Esta relação não ocorre nos inversores, ou seja, a frequência de saída do inversor depende do sistema de sincronismo e pode sofrer variações abruptas se não projetado de maneira adequada.

Dadas as principais características que governam o comportamento do Aerogerador durante afundamentos de tensão, a confiabilidade da sua operação recai diretamente na capacidade do sistema de sincronismo e controladores de correntes suportarem a operação deste durante estes períodos.

## 2.4 Conclusão

Neste capítulo foi mostrada uma visão geral sobre as tecnologias de aerogeradores e o seu comportamento frente a afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados. Também foram caracterizados, em magnitude e salto angular, os afundamentos de tensão oriundos de faltas no sistema elétrico. Uma vez na tecnologia com conversor pleno, em situações de afundamento de tensão, o comportamento dinâmico do aerogerador referente a suporte de reativos depende principalmente do sistema de controle que atua sobre o inversor do lado da rede, o que facilita e flexibiliza a operação deste no atendimento a requisitos específicos de sobrevivência a afundamentos e suporte á tensão.

Entretanto, existem inúmeros requisitos de conexão distintos de sistema para sistema. Sendo assim, padronizar estratégias de controle que irão operar em diferentes sistemas se torna desafiador. No próximo capítulo, será realizada uma breve revisão dos principais critérios que envolvam afundamentos de tensão de diversos países.

## **3 REQUISITOS DE CONEXÃO**

### **3.1 Introdução**

O avanço da geração distribuída conectada à rede através de conversores estáticos trás consigo um novo desafio para os operadores de rede. As dinâmicas rápidas dos conversores estáticos quando comparados com o gerador síncrono tradicional impõem novos desafios para a estabilidade e confiabilidade do sistema. Sendo assim, para tornar possível uma maior incorporação da geração eólica sem colocar em risco a operação do sistema, os operadores dos sistemas elétricos adaptaram os códigos de rede. Logicamente, este é um processo que confronta alguns interesses, pois de um lado estão os investidores e fabricantes de aerogeradores e de outro os operadores de rede. Investidores não tem interesse em requisitos que aumentem custos e que restrinjam a participação da energia eólica no mercado. Além disso, os fabricantes de aerogeradores almejam requisitos padronizados mundo a fora reduzindo gastos com logística e produção em série.

Neste capítulo foram analisados diversos códigos de rede. Alguns critérios foram estabelecidos para a análise destes, tais como o potencial eólico presente, importância dessa forma de geração no sistema local e sistemas com algumas características peculiares, tais como redes fortes e/ou fracas, operação ilhada entre outros. Levando em consideração a importância histórica para a geração eólica, os códigos de rede da Alemanha e Dinamarca foram considerados. Os códigos de rede da Alemanha vêm apresentando certa vanguarda no estabelecimento de normas e regulamentos técnicos para o setor e atualmente são os que apresentam o maior grau de detalhamento nos requisitos e definições. Os códigos de rede Canadense e Irlandês apresentam contribuições importantes, levando em consideração que estes sistemas apresentam problemas de ilhamento e redes fracas. Por fim, o código de rede Brasileiro é descrito em sua forma atual.

Este capítulo está organizado da seguinte maneira: Primeiramente serão descritos os principais requisitos de conexão focado nos problemas de sobrevivência a afundamentos de tensão e suporte de tensão. Em seguida, os requisitos que envolvem os pontos supra-

citados serão analisados em cada um dos códigos de rede analisados. Ao fim deste capítulo serão traçados algumas conclusões sobre as tendências futura de atualização dos códigos de rede.

## 3.2 Requisitos de conexão

Os códigos de rede estipulam requisitos mínimos para a conexão da geração eólica ao sistema de transmissão e/ou distribuição. Entre os principais objetivos dos operadores dos sistemas está a diminuição da quantidade de geração perdida devido a distúrbios no sistema e primar pela estabilidade de operação e a confiabilidade. Entre os principais requisitos que têm relação direta com os distúrbios de tensão na rede elétrica podemos citar os seguintes pontos:

- O controle de potência ativa;
- Suporte de potência reativa em regime normal e durante faltas;
- Controle de frequência;
- Curvas de suportabilidade de tensão.

### 3.2.1 Controle de Potência Ativa

A variabilidade e incerteza na previsão dos ventos são o maior obstáculo para uma participação mais efetiva deste tipo de geração no planejamento de despacho e no controle de frequência. A necessidade do controle da potência ativa gerada, bem como, o incremento do sistema com geração reserva, geram custos adicionais. Segundo [50] para uma demanda bruta de 20% da potência ativa do sistema, ocorre um incremento de 10% no custo desta energia devido aos custos de operação do sistema. Além dos custos de infra-estrutura, que são muito dependentes da localização dos parques eólicos em relação às cargas e da infraestrutura já existente [1],[51], e [52].

As tecnologias de turbinas e fazendas eólicas podem tomar partido na operação e controle do sistema regulando a sua potência ativa de saída. Os códigos de rede seguem diferentes modelos de controle de potência ativa. Dependendo do código de rede, cinco tipos de regulação de potência ativa podem ser requisitados [6]:

- Limitação de potência máxima: neste tipo de regulação, a potência máxima não pode exceder um limite máximo, mesmo havendo recurso eólico disponível. As



turbinas se utilizam do controle de passo e de frenagem para manter a potência máxima no limite estipulado. Abaixo desse limite, a fazenda pode operar no seu ponto de máxima extração;

- Limitação Delta: a potência produzida é sempre inferior a potência disponível por um valor fixo. Este tipo de controle dá margem à fazenda eólica para participar no controle primário de frequência. Além disso, pode diminuir as flutuações na potência devido a variações bruscas nos ventos;
- Regulação Balanceada: a fazenda deve ser capaz de reduzir e aumentar a sua potência de maneira rápida para atingir requisitos de potência a ser atingida ou a uma taxa ou gradiente MW/min;
- Limitação de Gradiente de Potência: é limitada a taxa de subida ou descida de potência ativa;
- Proteção do sistema: o operador do sistema requisita redução imediata da potência ativa devido a distúrbios no sistema.

A Figura 19 mostra a representação gráfica de tipo de regulação. Um consequência direta do controle de potência ativa é a incorporação de serviços auxiliares como controle primário de frequência, o que abre novas expectativas para o aproveitamento da energia dos vento [1],[51] e [52].

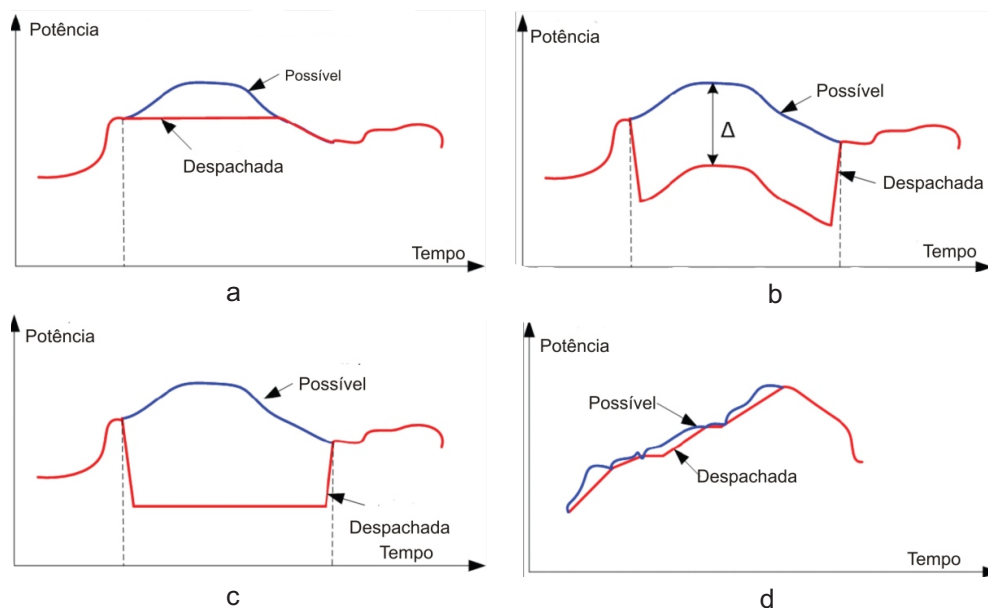


Figura 19: Regulação de potência ativa, (a) Limitação de potência máxima, (b) limitação Delta, (c) regulação balanceada e (d) limitação de gradiente.

### 3.2.2 Suporte de Reativos

O suporte de reativos pelo sistema de geração é requisitado em operação normal e durante afundamentos de tensão. A injeção ou consumo de potência reativa está ligada à necessidade da geração eólica participar no controle de tensão do sistema. Este procedimento durante faltas no sistema permite reduzir a área em que possam ocorrer colapsos de tensão [52] e reduzir o impacto de faltas na estabilidade angular de geradores síncronos [53]. Assim, a elevação de tensão utilizando injeção de corrente reativa durante afundamentos de tensão, tem como uma das suas finalidades, permitir que outras plantas que não tem a capacidade de operar nessas condições, continuem conectadas à rede. Além disso, a subida da tensão colabora com a manutenção do funcionamento da própria central eólica, pois a tensão nos terminais da turbina é aumentada na proporção da impedância entre os seus terminais e o ponto da falta.

É importante ressaltar que a corrente reativa injetada para fins de elevação da tensão terminal deve ser tratada como uma corrente reativa adicional a ser injetada pela turbina no caso de um evento de falta, adicionando essa parcela na referência de corrente reativa pré-falta. Sendo assim, em situações onde o aerogerador possa estar fornecendo potência reativa indutiva, na ocorrência do evento, esse valor será decrescido ou até mesmo zerado para uma necessidade de fornecimento de potência reativa capacitiva. Cada aerogerador tem um controle da quantidade de corrente reativa para suporte de tensão que geralmente é proporcional a variação da tensão de seu valor antes do afundamento.

Para exemplificar como a geração participa do controle de tensão, tomando como exemplo o sistema da Figura 20. O gerador eólico equipado com conversor pleno despacha potência ativa e reativa para o barramento com a tensão  $\vec{V}_2$ . O sentido indicado pela seta diz respeito aos sinais adotados no fluxo das potências. Este gerador está conectado ao restante do sistema por uma linha de transmissão com impedância  $R + jX$ . O gradiente de tensão através da linha devido ao fluxo de potência da barra-1 para a barra-2 é dado por:

$$\Delta\vec{U} = \vec{V}_2 - \vec{V}_1 = Z\vec{I}. \quad (3.1)$$

A potência aparente na barra-2 é dada por  $S = \vec{V}_2\vec{I}^*$ , onde  $\vec{I}$  é dado por:

$$\vec{I} = \frac{P - jQ}{\vec{V}_2}. \quad (3.2)$$

Substituindo em (4.11), resulta

$$\Delta\vec{U} = R + jX\left(\frac{P - jQ}{V_2}\right) \quad (3.3)$$

onde o fasor  $\Delta\vec{U}$  é a variação de tensão que surge na barra devido a injeção de potência.

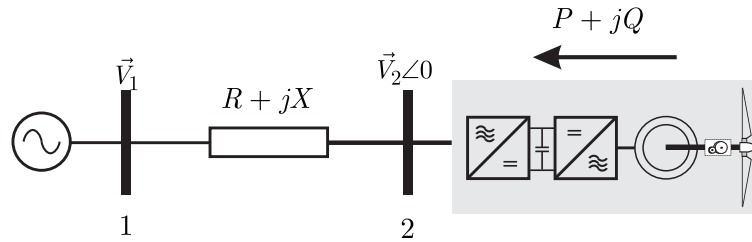


Figura 20: Diagrama de um sistema de potência radial unifilar com gerador eólico.

$$\Delta\vec{U} = \frac{RP + XQ}{\vec{V}_2} + j\frac{XP - RQ}{\vec{V}_2} = \Delta\vec{U}_p + j\Delta\vec{U}_q \approx \Delta U_p \quad (3.4)$$

onde

$$\Delta\vec{U}_p = \frac{RP + XQ}{\vec{V}_2}. \quad (3.5)$$

Isto significa que a magnitude da tensão é controlada pelo fluxo de potência reativa entre as barras 1 e 2, uma vez que na maioria dos casos  $X > R$ . Geralmente as fazendas eólicas estão localizadas em regiões remotas e a sua conexão com as subestações se dá via linhas radiais. Estas linhas apresentam uma grande impedância, e por consequência, uma regulação de tensão ruim. Sendo assim, a capacidade de controle de tensão de uma unidade de geração é muito importante para manter o perfil de tensão através do sistema. Uma vez que a corrente reativa é suprida localmente e consumida localmente, se evita perdas por condução e quedas de tensão desnecessárias.

Em operação normal de uma turbina eólica, esta deve ser capaz de controlar a tensão terminal através da absorção ou geração de potência reativa. Em situações onde a potência ativa gerada está abaixo da sua capacidade nominal, o fator de potência não será unitário quando do suporte de potência reativa adiantada ou em atraso, dependendo da tensão terminal da turbina. Em casos onde a potência ativa está próxima a nominal, o fator de potência deve ser mantido próximo a unidade para evitar que correntes excedam os limites do conversor. Em casos de afundamentos de tensão nos terminais da turbina ocasionados por faltas no sistema, a turbina deve ser capaz de fornecer corrente reativa. A Figura 21 mostra a curva de suporte de corrente reativa de [2]. É considerada uma zona morta de 10% antes de ser iniciada e com 50% de queda de tensão, a turbina deve fornecer 1 p.u. de corrente reativa.

Esta exigência tende a aparecer nos requisitos de rede quando a geração eólica passa a ter uma participação significativa na capacidade de geração instalada [6]. Em um futuro próximo, outros operadores de sistemas incluirão o requisito de suporte de reativos nos

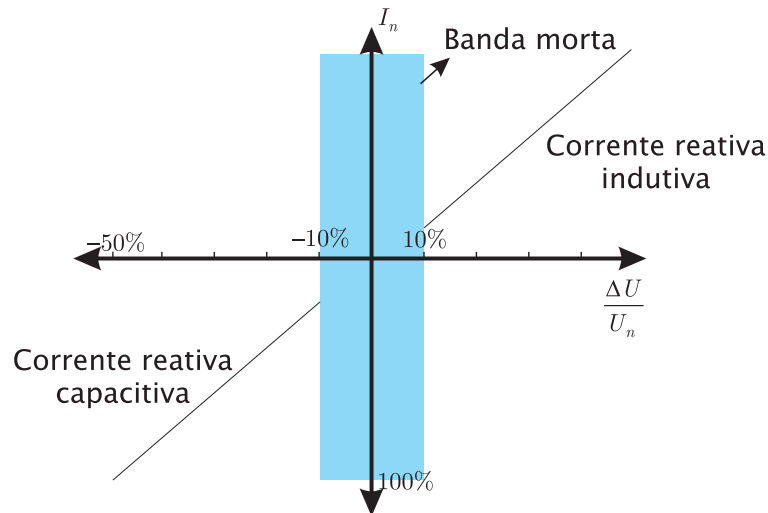


Figura 21: Suporte de corrente reativa durante afundamentos de tensão.

seus códigos [6].

### 3.2.3 Desvios de Frequência

Em sistemas de potência, o armazenamento de energia elétrica por longos períodos de tempo não é viável, por isso a produção e o consumo devem estar equilibradas. Qualquer desequilíbrio entre geração e consumo gera distúrbios na energia presente no sistema. A energia presente no sistema é denominada a energia de rotação  $E_{rot}$  de todos os geradores e motores [54]

$$E_{rot} = \frac{1}{2} J \omega, \quad (3.6)$$

onde  $J$  é o momento de inércia de todas as máquinas rotativas do sistema e  $\omega$  é a velocidade angular a que estas máquinas estão girando. O desequilíbrio entre geração  $P_g$  e a potência consumida pelo sistema  $P_c$  causa variação na energia rotacional do sistema e assim na sua velocidade angular:

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{P_g - P_c}{J\omega}. \quad (3.7)$$

Sendo assim, a inércia de frequência de um dado sistema pode ser dado por:

$$\frac{dP}{df} = K(MW/Hz) \quad (3.8)$$

O controle primário de frequência é o que permite regular variações súbitas na frequência, sendo efetuado pelo controle de potência ativa dos geradores, a sua atuação leva em geral de 15 a 60 segundos.

A Figura 22 apresenta uma curva típica da relação entre potência ativa e variações

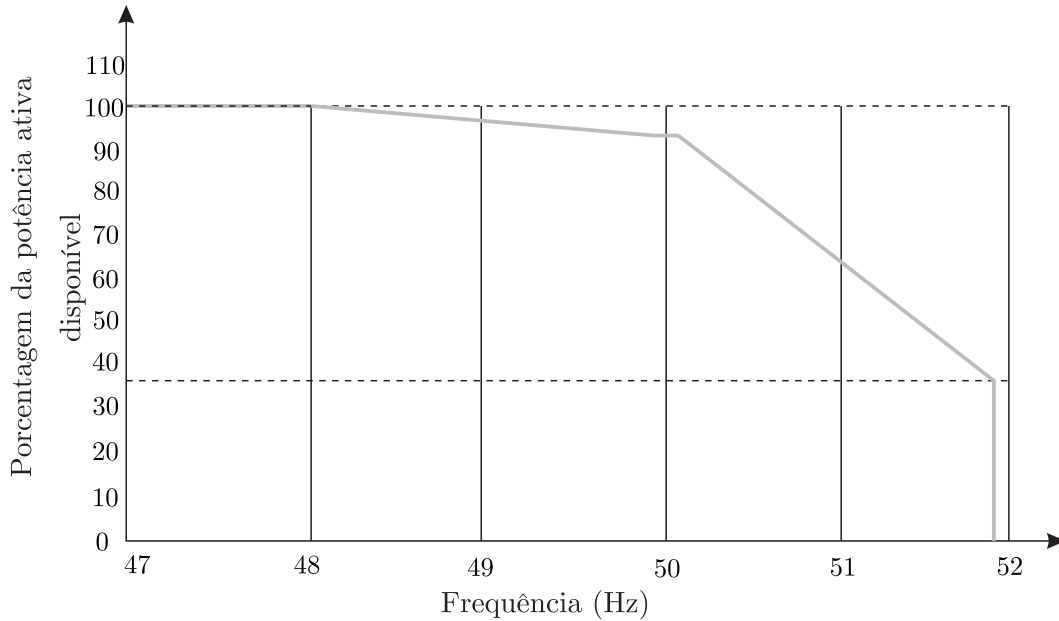


Figura 22: Curva típica de sistemas de potência europeus para o controle frequência-potência ativa [1].

na frequência nominal. Observe que, operando em frequência nominal, neste caso 50 Hz, uma parcela da potência mecânica disponível é mantida como reserva para o uso em casos de quedas na frequência. O aumento acima da nominal leva à redução da potência ativa da turbina. A Figura 23 da norma alemã, do operador E-on, mostra os tempos em que a turbina deve despachar toda potência disponível no momento do distúrbio com o objetivo de auxiliar o controle primário de frequência.

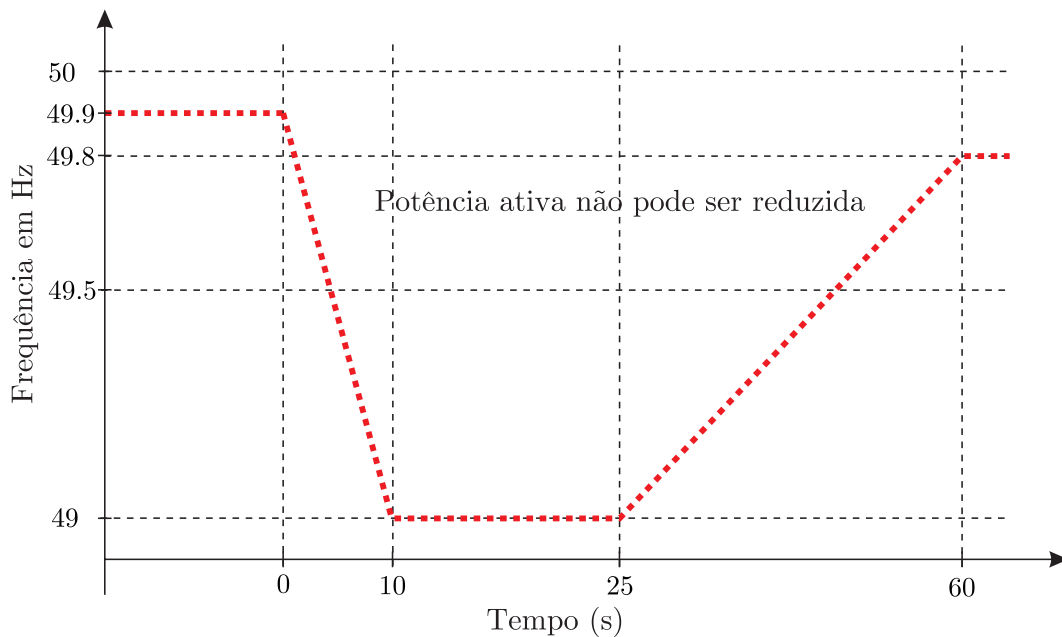


Figura 23: Curva de manutenção da potência ativa durante distúrbios de frequência [2].

O requisito da ONS [8] estabelece que turbinas eólicas conectadas ao sistema de transmissão brasileiro operem entre limites de 56.5 até 63 Hz sem atuação instantânea da proteção. Para intervalos menores são exigidos relés de temporização com rampas de atuação maiores quanto menor o desvio. Nenhum tipo de controle de potência ativa devido a variações de frequência são previstos.

### 3.2.4 Suportabilidade de Tensão

Conforme o capítulo anterior, a propagação de faltas no sistema resulta em afundamentos de tensão no ponto de conexão da fazenda eólica. O nível deste afundamento depende muito do tipo de falta, localização e dos parâmetros da rede elétrica. A duração da falta depende da atuação do sistema de proteção. Quanto maior a intensidade da corrente de falta, menor será o tempo de atuação das proteções de sobrecorrente. Sendo assim, o tempo mínimo de atuação está na casa das dezenas de milisegundos podendo chegar a casa das dezenas de segundos em caso de faltas menos intensas.

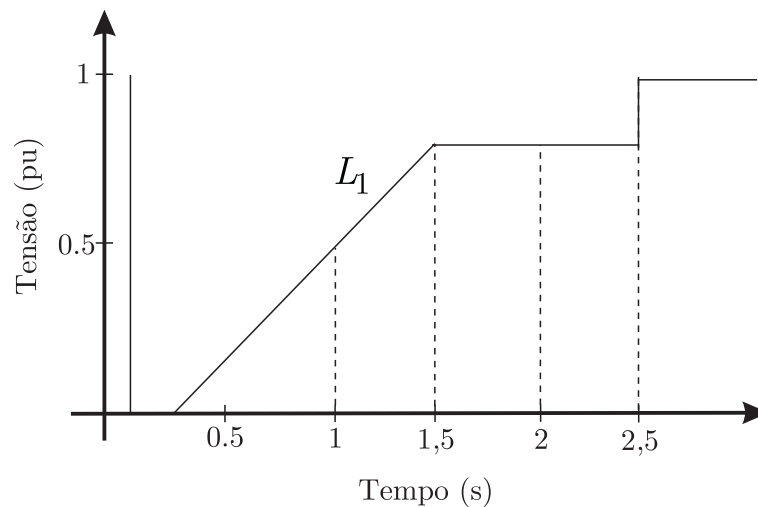


Figura 24: Curva de suportabilidade de tensão típica.

Os códigos de rede de sistemas com presença significativa de geração eólica exigem que os aerogeradores permaneçam conectados durante os eventos de afundamentos de tensão. A desconexão simultânea em decorrência da queda de tensão se torna uma ameaça à operação segura do sistema devido à possível perda de grande quantidade de potência ativa. Sendo assim, fazendas eólicas devem permanecer conectadas quando a tensão cai a um determinado nível, (zero em alguns casos) durante um determinado período. A Figura 24 mostra o formato típico de uma curva de suportabilidade de tensão de um código de rede. Caso a tensão, após um afundamento iniciado no tempo 0, esteja acima da curva  $L_1$  a

turbina deve permanecer conectada, caso contrário pode ser desconectada. As características dos tempos e níveis de tensão dependem de inúmeros fatores ligados às características do sistema e disponibilidade de geração alternativas em casos de contingência.

### 3.3 Revisão dos Códigos de Rede

Nas próximas subseções os pontos dos códigos de rede abordados na seção anterior serão analisados em diferentes códigos de rede de diferentes países.

#### 3.3.1 Espanha

Os requisitos de interconexão podem ser encontrados em [55] e foram publicados oficialmente em Outubro de 2006. Segundo este, a turbina eólica deve permanecer conectada durante as faltas seguindo um perfil de tensão dado pela Figura 25. Nenhum procedimento de cálculo ou referência à tensão é mencionado no código.

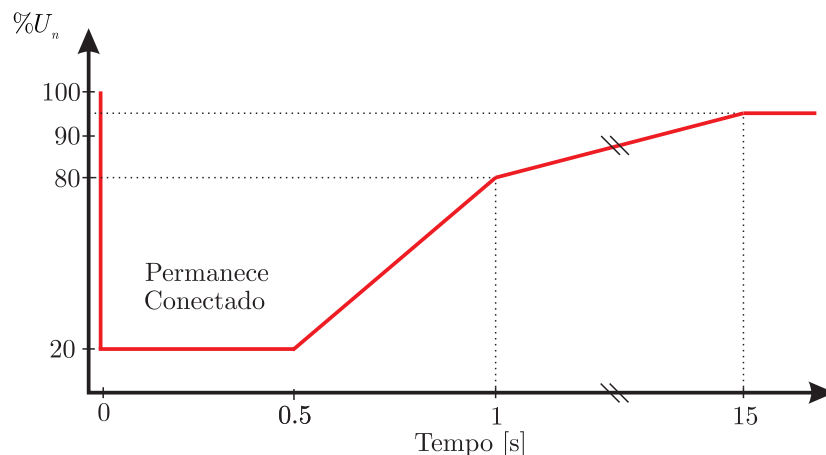


Figura 25: Curvas de suportabilidade de tensão para turbinas eólicas conectadas ao sistema de transmissão espanhol.

É exigido que as fazendas eólicas parem de drenar potência reativa após 100 ms do início do afundamento e devem ser capazes de injetar potência reativa em 150 ms, seguindo a curva apresentada na Figura 26. Uma zona morta de 10%, definida pelo limite inferior ( $U_{LI}$ ) e ( $U_{LS}$ ) é estabelecido para determinar o começo da ação de suporte de reativos.

#### 3.3.2 Dinamarca

Os requisitos para conexão do sistema dinamarquês são divididos para sistemas de distribuição (até 100 kV) [56] e para sistemas de transmissão (acima 100 kV) [7]. De

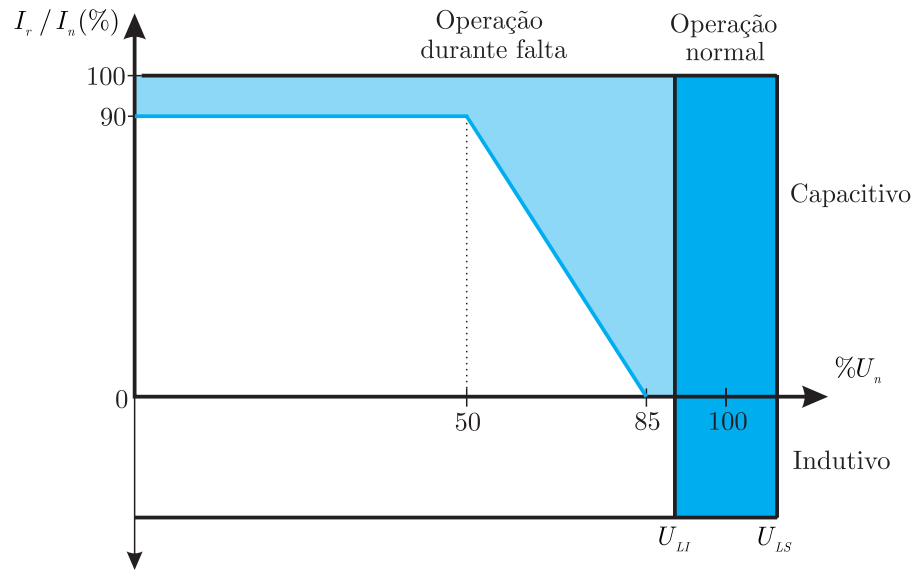


Figura 26: Suporte de corrente reativa durante faltas do código de rede espanhol.

acordo com as especificações presentes em [56] as turbinas eólicas conectadas á rede com tensões abaixo dos 100 kV devem permanecer conectadas durante faltas nas condições dadas na Figura 28.

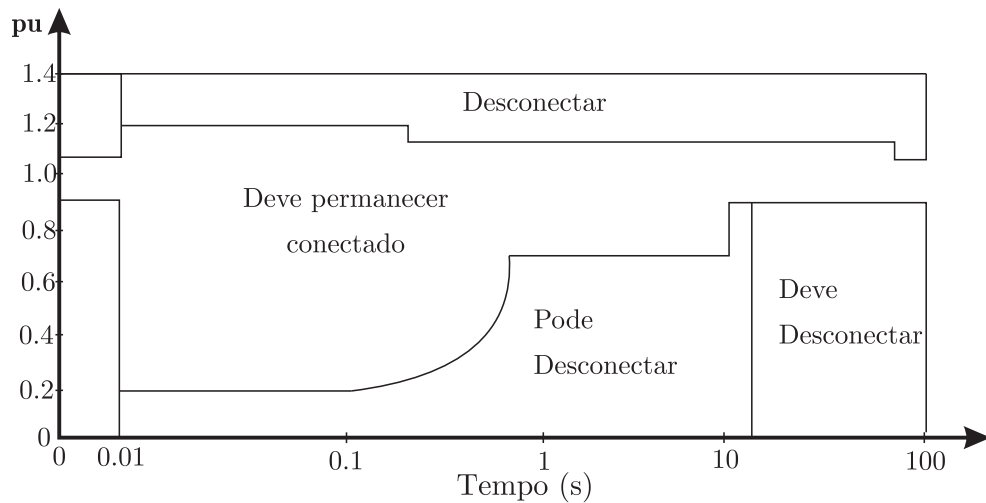


Figura 27: Curvas de suportabilidade de tensão para tensões abaixo de 100kV

Além desta curva, no caso dos requisitos de LVRT, o aerogerador deve permanecer conectada a rede quando:

- Curto trifásico por 100 ms;
- curto bifásico terra ou bifásico por 100 ms seguido após 300-500 ms por um novo curto de 100 ms;



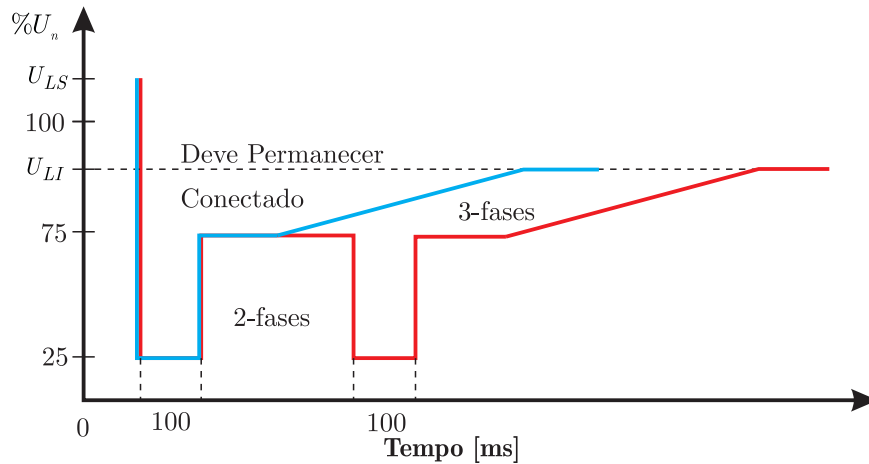


Figura 28: Curva de suportabilidade de tensão para curtos trifásicos e bifásicos na atuação de religadores.

O aerogerador também deve ter capacidade para suportar a seguinte sequência de faltas:

- Ao menos duas faltas bifásicas num intervalo de 2 minutos;
- Ao menos duas faltas trifásicas num intervalo de 2 minutos.

Também, o sistema de suporte de energia reserva deve ser capaz de suportar as seguintes sequências:

- Ao menos seis faltas bifásicas num intervalo de 5 minutos;
- Ao menos seis faltas trifásicas num intervalo de 5 minutos.

Para turbinas conectadas na rede de transmissão, ou seja, acima de 100 kV, os requisitos de LVRT estabelecem que a turbina eólica deve permanecer conectada para:

- Faltas trifásicas durante até 100 ms;
- Faltas bifásicas terra ou bifásica por até 100 ms seguida após 300-500 ms por um novo afundamento de 100 ms de duração;
- Falta fase terra por até 100 ms seguido por outro curto após 300-500 ms por um novo afundamento de 100 ms de duração.

O aerogerador deve ser capaz de suportar as seguintes sequências:

- Ao menos 2 faltas fase-terra em um intervalo de 2 minutos;
- Ao menos 2 faltas bifásicas em um intervalo de 2 minutos;

- Ao menos 3 faltas trifásicas em um intervalo de 2 minutos.

Também, o sistema de suporte de energia reserva deve ser capaz de suportar as seguintes sequências:

- Ao menos seis faltas fase-terra em um intervalo de 5 minutos;
- Ao menos seis faltas bifásicas num intervalo de 5 minutos;
- Ao menos seis faltas trifásicas num intervalo de 5 minutos.

Para aerogeradores conectadas ao sistema de transmissão, são especificadas propriedades de estabilidade que devem ser demonstradas via simulação de todos os modelos de aerogeradores incluídos na fazenda. A simulação da estabilidade da fazenda eólica é feita aplicando uma falta trifásica no sistema de potência. Além disso, o impacto de faltas desequilibradas, com religamento automático mal sucedido, devem ser documentados. A curva de suportabilidade para as simulações de faltas trifásicas é dada na Figura 29, a estrutura para simulação é mostrada na Figura 30, cujo modelo é baseado no equivalente Thevenin do sistema de potência.

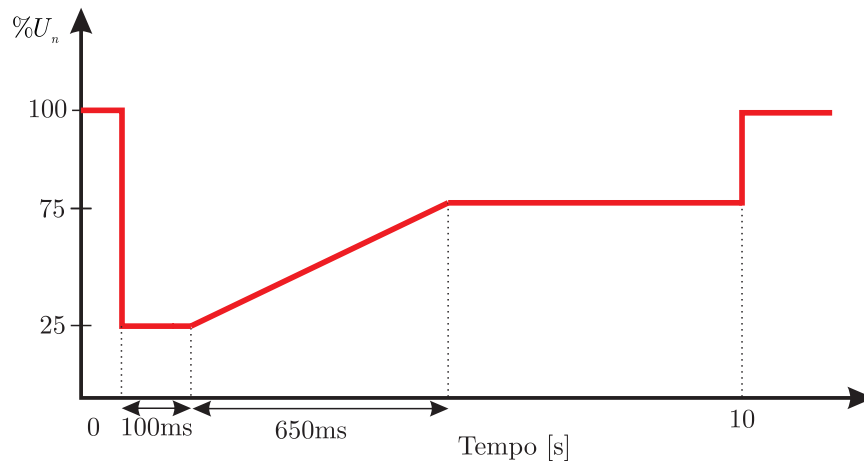


Figura 29: Curva de suportabilidade para faltas trifásicas.

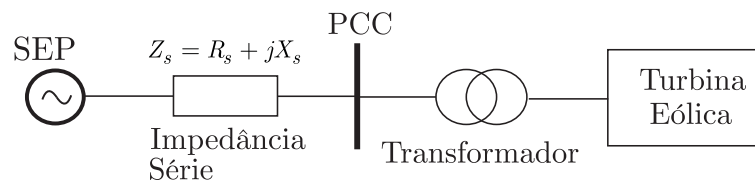


Figura 30: Modelo Equivalente do sistema de potência utilizado para a análise de estabilidade.

A fonte de tensão deve ser simulada com um fator de correção de tal forma que a tensão no PCC antes da falta seja igual a 1 p.u.. A impedância da rede é caracterizada

com uma potência de curto-circuito 10 vezes maior que a potência da fazenda e a constante  $(R_s)/(X_s) = 0.1$ , isto corresponde a um ângulo de  $83.4^\circ$ . Velocidade nominal do vento, velocidade nominal do rotor e zero de potência reativa no PCC são as condições iniciais para a turbina. No relatório de simulação deve ser reportado o software de simulação utilizado bem como a descrição do modelo a um nível de detalhe que permita repetir a simulação na ferramenta de análise do operador do sistema. A fazenda eólica estará de acordo com o código de rede quando:

- A potência entregue atinja o valor nominal antes dos 10 s após a tensão esteja acima de 0.9 p.u.;
- A potência ativa no PCC durante quedas de tensão atenda a seguinte condição:

$$P_{actual} \geq k_p \cdot P|_{t=0} \left( \frac{V_{actual}}{V|_{t=0}} \right)^2, \quad (3.9)$$

onde:

- $P_{actual}$  - potência ativa no PCC durante a simulação;
  - $P|_{t=0}$  - potência ativa medida no PCC antes da falta;
  - $V_{actual}$  - tensão no PCC durante a simulação;
  - $V|_{t=0}$  - tensão medida no PCC antes da falta;
  - $k_p$  - fator de redução considerando qualquer queda de tensão nos terminais do gerador.
- A potência reativa entregue no PCC deve estar de acordo com os limites estabelecidos na Figura 31 não mais que 10 s após a tensão no PCC chegue em 0.9 p.u. Durante a queda de tensão, a corrente reativa no PCC não pode exceder o valor nominal.
  - Durante a queda de tensão, o controle de potência reativa deve ser mudado da operação normal para o máximo suporte de tensão. Este controle deve ser capaz de evitar *overshoots*.

Observa-se que esta norma trata de maneira mais clara o comportamento de geradores durante afundamentos de tensão desequilibrada. O aerogerador deve ser capaz de suportar os impactos de faltas desequilibradas sem a necessidade de desconexão. Observa-se que apesar do requisito de manter os geradores conectados em afundamentos equilibrados e desequilibrados nos sistemas de transmissão, não é explicado como deve se proceder a injeção de corrente reativa na rede para suporte de tensão.

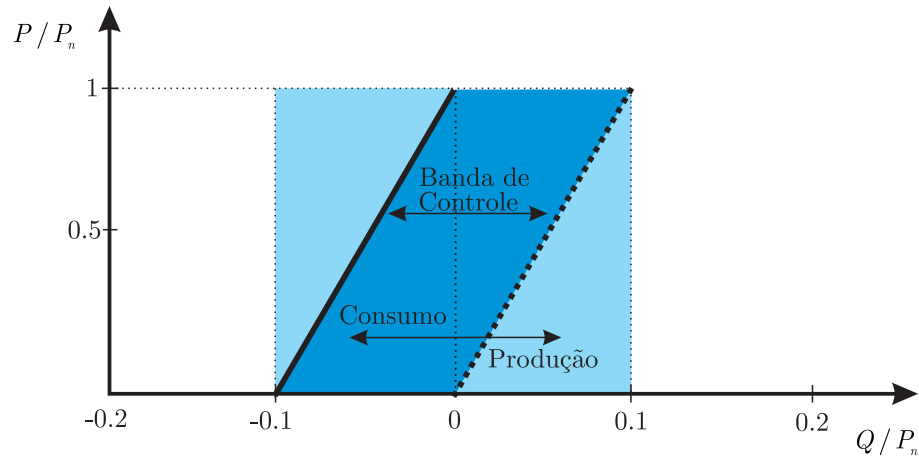


Figura 31: Banda de controle de potência reativa.

### 3.3.3 Grã-Bretanha

Os requisitos de interconexão para o sistema de transmissão inglês é dado por [57]. Os requisitos de interconexão podem ser distintos em diferentes regiões da GB como por exemplo na Inglaterra, Escócia ou País de Gales. Ela é aplicada para redes com tensões de 400, 275 e 132 kV.

Unidades de geração devem permanecer conectadas e estáveis sem desconectar devido a faltas trifásicas or qualquer curto-circuito desequilibrado sistema de transmissão por até 140 ms. A duração da tensão zero é dependente do local da proteção e tempos de operação dos disjuntores. Esta duração e o tempo de remoção da falta podem ser especificados individualmente entre o operador e o dono da fazenda. Seguindo a remoção da falta, a recuperação da tensão até 90% não pode tomar mais que 1200 ms como mostrado na Figura 32.

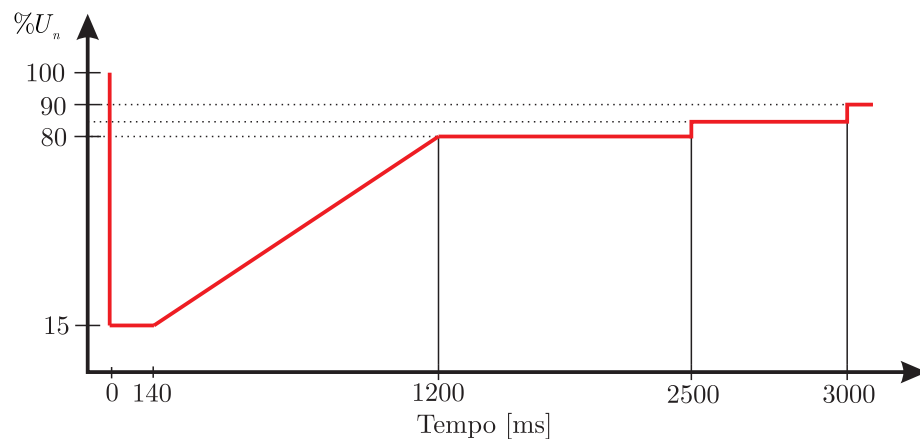


Figura 32: Curva de suportabilidade de tensão no sistema de transmissão Inglês.

### 3.3.4 Irlanda

Os requisitos gerais de conexão com a rede em sistemas de distribuição na Irlanda de sistemas de geração distribuída assim como requisitos específicos para fazendas eólicas são dados em [58] e são aplicados em sistemas de 400, 220 e 110 kV. Estes requisitos adicionais são aplicados em fazendas eólicas de 5 MW ou maiores. Baseado no tipo de conexão e nível de tensão, cinco classes de fazendas eólicas são identificadas como mostrada na Figura 33. Os perfis de tensão para a desconexão de cada classe são dadas na Figura 34. As fazendas

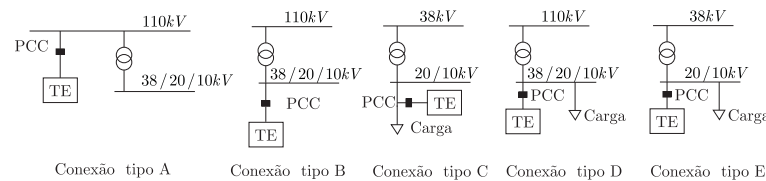


Figura 33: Classificação das configurações de fazendas eólicas conectadas à subestações no sistema de distribuição Irlandês.

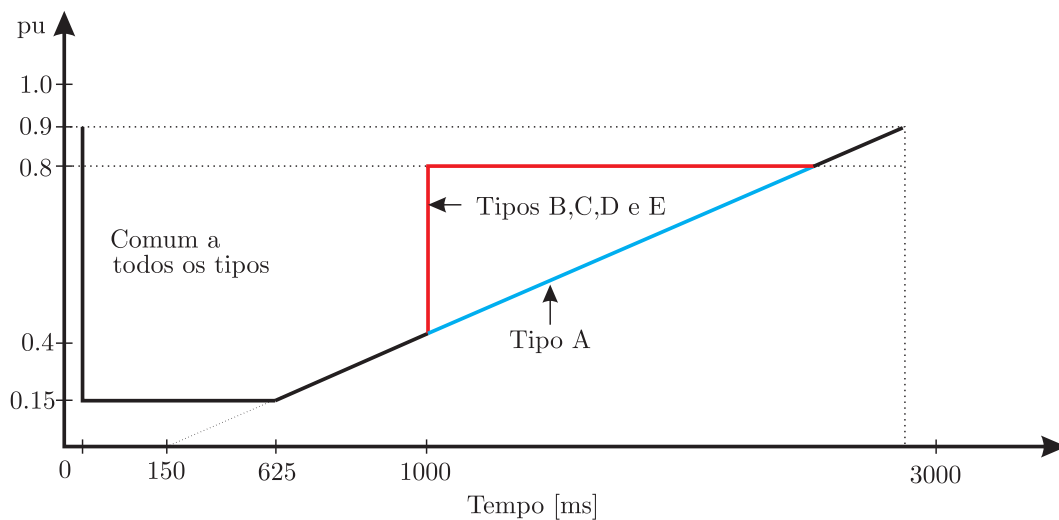


Figura 34: Curva de suportabilidade de tensão.

eólicas devem permanecer conectadas ao sistema de distribuição para afundamentos de tensão equilibrados e desequilibrados. Durante o afundamento, a fazenda eólica deve ser capaz de prover potência ativa proporcionalmente a queda de tensão e maximizar a corrente reativa para o sistema de distribuição sem exceder os limites por pelo menos 600 ms ou até que a tensão seja recuperada para níveis normais. Além disso, a fazenda eólica deve prover 90% da potência ativa disponível tão rápido quanto a tecnologia envolvida permitir e em eventos de afundamentos de tensão, 1 segundo após a recuperação da tensão para níveis normais.

No nível do sistema de transmissão, os requisitos de conexão são estabelecidos em

[59]. Estes requisitos são idênticos aos dos sistema de distribuição, entretanto algumas observações específicas são ressaltadas:

- As medidas de tensão são feitas no lado de alta tensão do transformador;
- Requisitos de LVRT para todos os tipos de conexão são idênticas com os requisitos válidos para a classe A do sistema de distribuição.

### 3.3.5 Itália

As regras gerais para a conexão ao sistema de transmissão Italiano são dados em [60], [61] e [62]. Estes documentos mencionam instalações de centrais eólicas com potência nominal acima de 25 MW conectada a rede de tensão acima de 30 kV. O perfil de tensão para o LVRT é dado pela Figura 35.

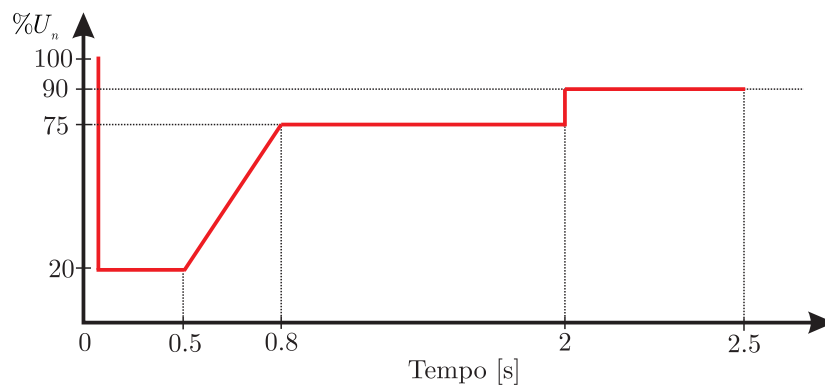


Figura 35: Curva de Suportabilidade de tensão para o sistema de transmissão italiano.

### 3.3.6 Estados Unidos

A FERC Order 661-A [63] determina os limites da curva de suportabilidade de tensão. O aerogerador deve permanecer conectado mesmo com zero de tensão durante 9 ciclos de rede. Os requisitos de interconexão para turbinas eólicas conectadas ao sistema de transmissão são definidas em [63] pela comissão reguladora de energia (FERC) dos Estados Unidos. Estes requisitos são aplicáveis para centrais eólicas acima de 20 MW. De acordo com este documento a fazenda deve permanecer conectada durante distúrbios de tensão acima da curva da Figura 36.

Também a planta de geração eólica deve ser capaz de operar continuamente a 90% da tensão de linha, medido no lado de alta tensão do transformador da fazenda eólica. Não existem requisitos de injeção de corrente reativa durante o afundamento.

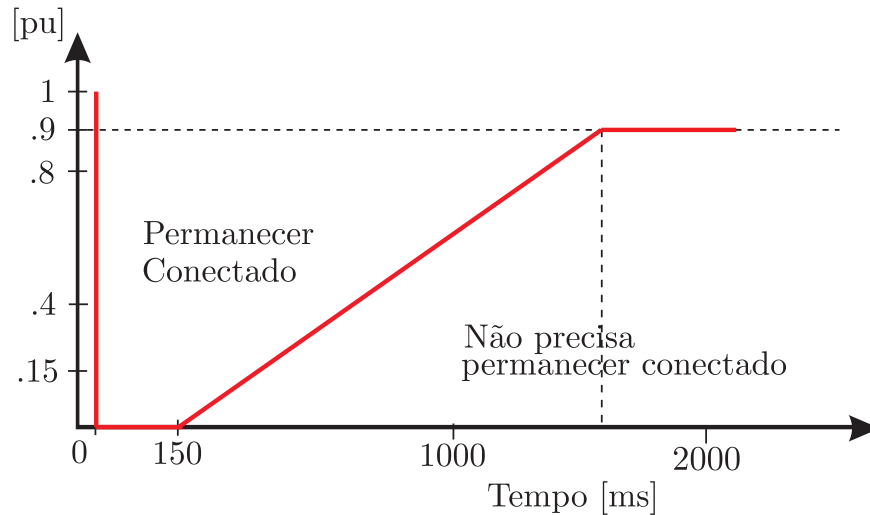


Figura 36: Curva de suportabilidade para turbinas eólicas conectadas ao sistema de transmissão.

### 3.3.7 Canadá

Um estudo detalhado dos códigos de rede foi apresentado em [64]. A potência eólica instalada atualmente é dividida em 13 províncias canadenses. Existem três códigos que possuem requisitos específicos para a conexão de turbinas eólicas, Alberta, Ontario e Quebec. Entretanto apenas Alberta e Quebec tem requisitos bem definidos para LVRT.

#### 3.3.7.1 Hydro-Quebec

Os requisitos de rede da Hydro-Quebec são definidos para a tensão de sequência positiva no lado de alta tensão da subestação de saída do parque eólico. Ela se aplica a redes com tensão acima de 44 kV. De acordo com [65], os geradores eólicos devem permanecer conectados ao sistema sem acionar a proteção durante:

- Uma falta trifásica removida em 9 ciclos incluindo uma falta no lado de alta tensão conforme Figura 37.
- Um falta duas-fase-terra ou uma falta fase-fase removida em 9 ciclos incluindo faltas no lado de alta tensão e pelo tempo necessário a recuperação da tensão;
- Uma falta fase-terra removida em 15 ciclos.

Também, o gerador eólico deve permanecer em serviço durante faltas remotas removidas por dispositivos de proteção retardados de 45 ciclos e pelo tempo necessário para a recuperação da tensão após a remoção da falta nas seguintes condições:

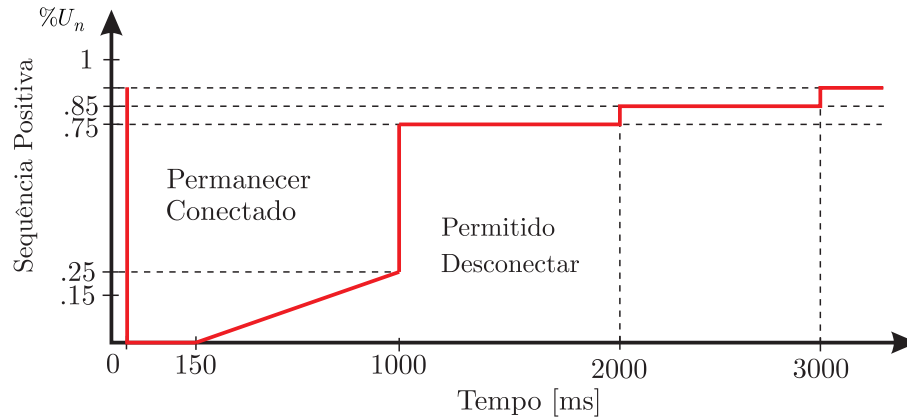


Figura 37: Curva de suportabilidade para faltas trifásicas elaborada em função da tensão de sequência positiva.

- Um falta trifásica, se a tensão  $V^+$  no lado de alta não cair abaixo dos 25%  $U_n$ ;
- Um falta duas fase-terra, se a tensão  $V^+$  não cair abaixo de 50%  $U_n$ ;
- Uma falta fase-fase se a tensão  $V^+$  não cair abaixo dos 60%  $U_n$ .

Ainda, os requisitos dizem que o gerador deve auxiliar na recuperação da tensão a valores normais após distúrbios. Entretanto, detalhes mais claros de como deve ser essa participação não são apresentados.

### 3.3.7.2 AESO-Alberta

Os requisitos de LVRT desse operador são encontrados em [66] é aplicada a todas as turbinas eólicas conectadas ao sistema de transmissão maiores ou iguais a 5 MW e rede com níveis de tensão de 69 a 240 kV. Uma fazenda eólica não pode desconectar turbinas eólicas sob geração devido a afundamentos de tensão resultantes de faltas de qualquer tipo no sistema de transmissão. A curva de suportabilidade de tensão é dada na Figura 38.

### 3.3.8 ONS-Brasil

Nos procedimentos de rede do Operador Nacional do Sistema elétrico ONS [67], são apresentados os critérios para a conexão das diferentes formas de geração ao sistema de transmissão acima de 230 kV. Para o caso da geração eólica, a central deve continuar operando se a tensão nos seus terminais permanecer acima da curva indicada na Figura 39. Não são mencionados requisitos para suporte de reativos durante afundamentos de tensão. A turbina eólica deve ser capaz de operar entre fatores de potência 0,95 até -0,95 e



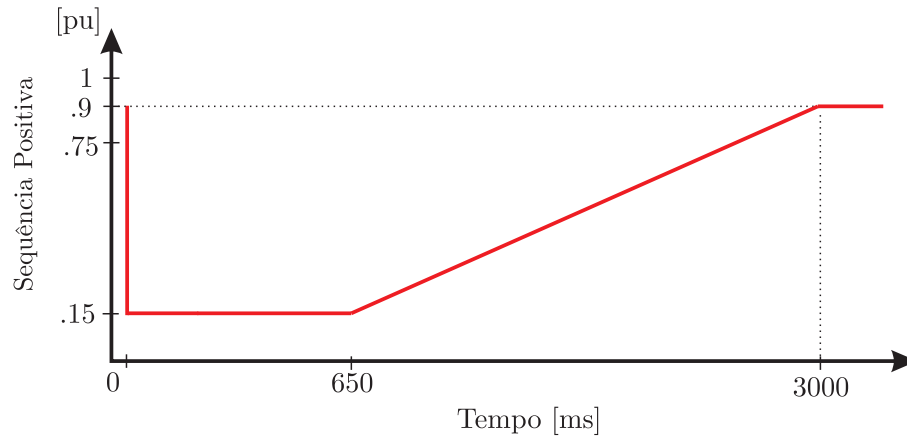


Figura 38: Curva de suportabilidade de tensão Aeso-Alberta

possibilitar despacho constante de potência ativa em intervalos de tensão de 1,10 a 0,9 p.u.

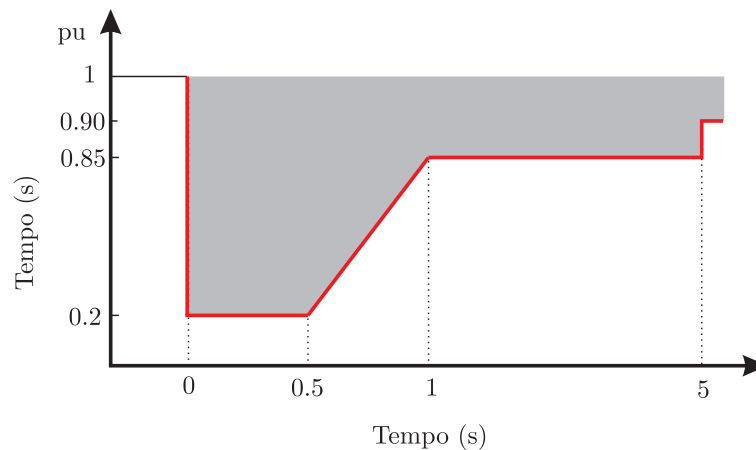


Figura 39: Curva de Suportabilidade do ONS.

### 3.4 Alemanha

A Alemanha tem uma capacidade instalada próxima de 35 GW e é um caso de análise bem interessante pela constante atualização de seus requisitos de conexão. Um dos códigos vigentes que merecem atenção é o código de rede da E-on Netz [2] que se refere a fazendas eólicas conectadas em sistemas de transmissão de 380, 220 e 110 kV. Este código é muito citado na literatura técnica e científica e a sua curva de suportabilidade de tensão é mostrada na Figura 40. A geração deve permanecer conectada à rede, operando de maneira estável, durante faltas trifásicas sempre que a tensão no lado de alta tensão do transformador de conexão estiver acima da linha Limite-1. Após a saída da condição de falta, a fazenda deve restabelecer a potência ativa numa taxa de 20% da potência

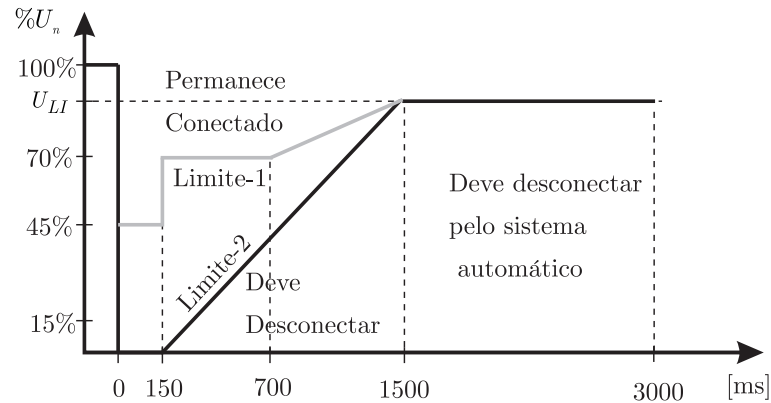


Figura 40: Curvas de suportabilidade de tensão E-on/2005.

ativa disponível por segundo. Caso a tensão cair e permanecer entre as linhas Limite-1 e Limite-2, é permitida a desconexão rápida apenas em casos de instabilidades. O resincronismo da turbina deve ser feito em no máximo 2 segundos e a potência ativa deve subir 10% da disponível por segundo. Abaixo da linha Limite-2 é permitida a desconexão da fazenda. Observe que a fazenda deve permanecer eletricamente conectada durante 150 ms (7,5 ciclos em 50 Hz ou 9 ciclos em 60 Hz) com zero de tensão injetando correntes no ponto de conexão. A versão anterior deste código, estipulava uma tensão mínima igual a 15% durante 600 ms conforme mostrado na Figura 41. Os requisitos de suportabilidade da Figura 40 é utilizado também no código de rede geral adotado por todos os operadores daquele país [19, 68].

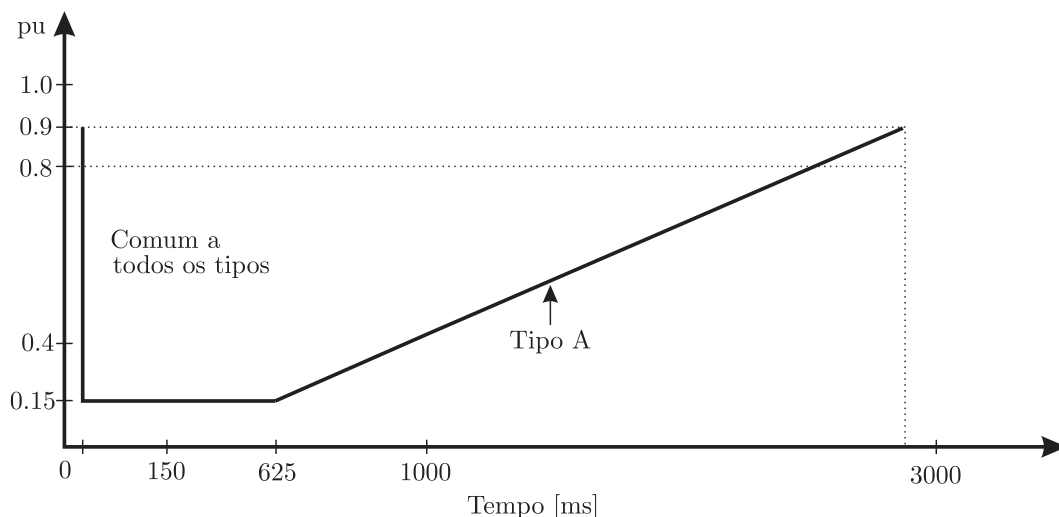


Figura 41: Curvas de suportabilidade de tensão E-on/2003, posteriormente adotada pela Irlanda.

No ano de 2007 foi lançado um código de rede conjunto de todos os quatro operadores de sistema que atuam neste país [68]. Em 2009 foi feita uma atualização deste código [19], onde uma série de definições e novos requisitos mais específicos apareceram pela primeira

vez no que se refere a curvas de suportabilidade de tensão e suporte de corrente reativa.

A curva de suportabilidade de tensão continua a mesma mostrada na Figura 40, entretanto a sua interpretação é complementada da seguinte forma: Curtos-circuitos em uma fase, duas fases, trifásicos com ou sem o terra ou afundamentos de tensão induzidos por falta não podem levar a fazenda eólica e nem desconectar da rede em casos que a tensão permanecer acima da linha 1. Os valores de tensão dizem respeito ao maior valor da tensão de linha das tensões da rede. É estipulado que não somente curtos-circuitos trifásicos, como também os monofásicos e bifásicos, com o terra ou não, onde a tensão de linha fique acima da linha 1 da Figura 40 não podem levar a fazenda eólica a instabilidade e se desconectar da rede. Este requisito acarreta que o aerogerador deve permanecer conectado, mesmo sujeito a 1 ou 2 das tensões de linha abaixo e 45% da tensão nominal da rede.

No que se refere ao suporte de reativos, a norma é bastante específica atribuindo uma "janela de validade" que define os momentos em que o aerogerador deve entrar com o suporte. Estes intervalos são definidos como:

1. No caso da maior tensão de linha da rede acima do limite 1 e abaixo da banda de tolerância de 10%, os requisitos para o suporte de corrente reativa devem ser efetuadas por todas as unidades geradoras de acordo com requisitos de desempenho requeridos.
2. No caso da progressão do maior valor da tensão de linha acima do limite 2 e abaixo do limite 1 é permitido divergir do requisito de suporte de acordo com a limitações tecnológicas do aerogerador. Nesta situação, se alguma unidade geradora se tornar instável ou a proteção do gerador responder, uma desconexão de curta duração é permitida em acordo com o operador de rede.
3. No caso da progressão da maior tensão de linha abaixo do limite 2, a desconexão da rede é sempre permitida. Os requisito de suporte de reativos devem ser atendidos dentro das possibilidades da tecnologia da unidade geradora e da fazenda eólica.

A Figura 42 mostra a curva para o suporte de corrente reativa de [19]. Uma zona morta de 10% do valor nominal da tensão é prevista. O ganho  $K$  define a inclinação da curva, podendo esse ganho variar entre 0 e 10. Alguns requisitos de desempenho que devem ser observados para o suporte de reativos são os seguintes:

1. No caso de um desvio significativo  $\Delta U_s$  da tensão, definida como uma variação de

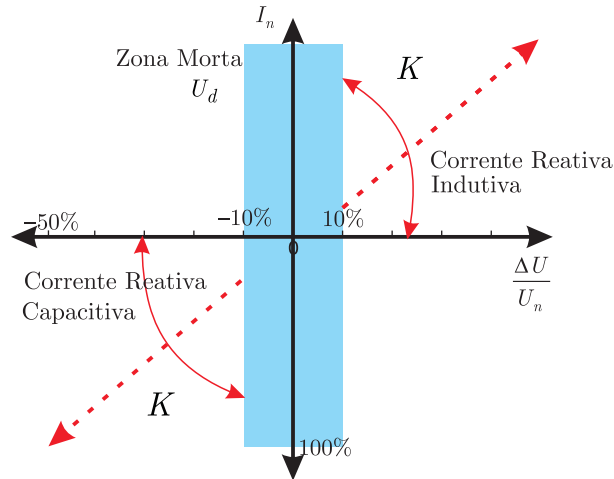


Figura 42: Curva de suporte de reativos.

tensão cuja magnitude é maior que a banda morta de tensão  $U_d$ , a unidade geradora deve fornecer o suporte de corrente reativa  $I_r$  a fim de aumentar ou diminuir a tensão em direção a zona morta.

2. O desvio de corrente reativa ( $\Delta I_r$ ) da unidade geradora deve ser proporcional à variação de tensão relevante  $\Delta U_r$ :

$$\Delta I_r / I_n = K * \Delta U_r / U_n \quad (3.10)$$

onde  $\Delta U_r$  é definida como a variação da tensão de sequência positiva instantânea  $U_1$  além da média de 1 minuto da tensão de sequência positiva  $U_1^1$ , além dos limites da zona morta. Sendo assim,  $\Delta U_r$  é zero para  $U_1^1 - U_1 < 0.1$ .

3. A Figura coloca os requisitos de desempenho da injeção de corrente reativa. Uma vez que a nova referência da corrente reativa  $I_r$  é calculada, a sua resposta transitória deve permanecer dentro da banda de tolerância de -10% a +20%.
4. Os requisitos a seguir estipulam o nível de corrente reativa para cada caso de falta:
  - Faltas trifásicas: A unidade geradora deve ser tecnicamente capaz de fornecer no mínimo 100% da capacidade nominal em  $I_r$ .
  - Faltas monofásicas e bifásicas: A unidade geradora deve ser tecnicamente capaz de fornecer no mínimo 40% da corrente nominal. A injeção de corrente reativa não pode comprometer outros parâmetros que possam impossibilitar a turbina de permanecer estável e conectada. O suporte de reativos não pode representar um risco para a conexão da unidade geradora e atuação do sistema automático de proteção.

5. Durante variações significativas de tensão  $\Delta U_s$  a corrente referente a potência ativa  $I_r$  pode ser reduzida suficientemente para priorizar o suporte de corrente reativa e assegurar a estabilidade do sistema.
6. A resposta ao salto da corrente reativa deve seguir os seguintes:
  - Tempo de subida  $T_r$ : 30 ms
  - Tempo de acomodação  $T_a$ : 60 ms

No caso da subida progressiva da tensão, a corrente reativa não deve apresentar nenhuma descontinuidade, não prevista no código de rede, e que possa afetar a qualidade em uma maneira negativa. Isto também se aplica em particular para a transição na operação do desvio de tensão dentro da banda morta.

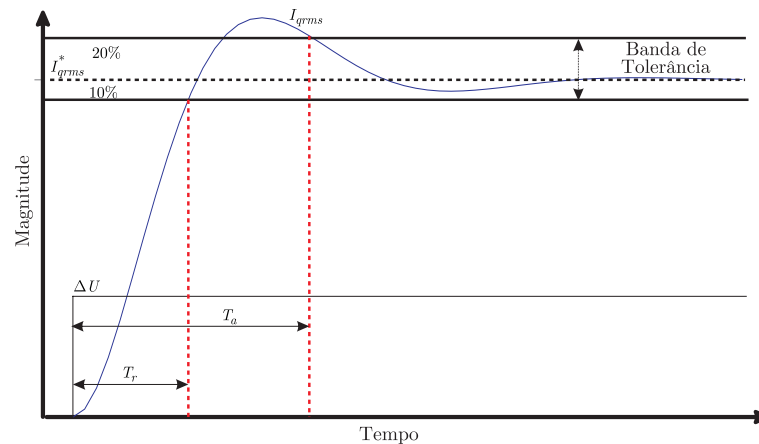


Figura 43: Requisito de desempenho transitório para o suporte de corrente reativa no momento de um desvio significativo de tensão.

Todas as potências, tensões e correntes reativas são referidas as componentes fundamentais de tensões e correntes de sequência positiva, conforme definido na norma IEC 61400-21 Ed [3]. As medidas de tensão se referem ao lado de baixa tensão do transformador conectado à rede na saída do aerogerador.

### 3.5 Conclusão

Como discutido anteriormente, a mudança de tecnologia dos aerogeradores associada a sua crescente participação no sistema elétrico de vários países trouxe grandes desafios para os operadores de rede. Estes devem atualizar constantemente os seus códigos de rede para permitir a inserção desta forma de geração sem comprometer a segurança do sistema como um todo.

Observa-se nos códigos analisados que existe uma grande discrepância entre os requisitos de um sistema para outro, apesar de todos eles seguirem tendências semelhantes. Estas discrepâncias se devem as características técnicas e de operação de cada sistema. Sistemas com interconexões fracas tendem a ser mais rígidos quanto ao controle primário de frequência a as curvas de suportabilidade de tensão. O que também ocorre em sistemas com alto índice de participação de geração eólica. Os tempos de recuperação de potência ativa, após o afundamento de tensão, podem ser um indicativo da localização geográfica e interligação do sistema. Por exemplo, o código britânico requer uma recuperação de potência ativa a 90% em 0,5s após a recuperação da tensão, enquanto que, a norma alemã requer 20% por segundo.

Para analisar a evolução dos códigos de rede, basta levar em conta a progressão destes nos países com maior participação da geração eólica. Alemanha e Dinamarca foram os primeiros a estabelecer códigos de rede específicos para o acesso de geração eólica ao sistema de transmissão. A E-on estabeleceu uma curva de suportabilidade de tensão em 2003 que hoje é seguida por vários outros sistemas como Estados Unidos, Irlanda e Itália enquanto que em 2006, uma nova curva foi estabelecida onde é requisitado que a turbina eólica permaneça operando mesmo em casos onde a tensão no lado de alta tensão caia a zero. Depois do lançamento deste código de rede, outros 6 países apresentaram códigos com requisitos semelhantes. Seguindo nesta mesma lógica, foi o primeiro país a estabelecer critério específicos para o suporte de corrente reativa e o comportamento do aerogerador frente a afundamentos desequilibrados. Obviamente, com o aumento da inserção de geradores eólicos os requisitos tendem a evoluir cada vez mais.

Quanto as curvas de suportabilidade de tensão, pode se observar que os requisitos dependem basicamente das características de cada sistema de potência e do ajuste das suas proteções. Aparentemente, códigos que estipulam uma curva de suportabilidade em 0 de tensão parecem ser mais rigorosos, entretanto deve se perceber que esta tensão se refere ao ponto de conexão da fazenda com o restante do sistema, geralmente no lado de alta tensão. Além disso, os requisitos variam com os níveis de tensão e potência da fazenda, como é o caso das curvas de suportabilidade dinamarquesas para acima e abaixo de 100 kV. Ainda, a canadense Hydro-Quebec estipula tipos de faltas que a turbina deve suportar, motivada pela lenta resposta do seu sistema de proteção [6].

Pode-se concluir que, com exceção do código dinamarquês, irlandês e da Hidro-Quebec e SdlWind, não é tratado de maneira clara o comportamento dos geradores em situações de afundamentos desequilibrados. Muitos códigos não expressam de maneira clara a que tensão as suas curvas de suportabilidade se referem. Dentre os códigos, o da Hidro-

Quebec trás uma abordagem interessante para determinar sua curva de suportabilidade. Os tempos das curvas de suportabilidade são definidos em termos do número do ciclos e do tipo de falta que causou o afundamento. A sua curva de suportabilidade utiliza a tensão de sequência positiva remanescente, o que facilita a interpretação destes requisitos em virtude da severidade do afundamento desequilibrado.

Já em relação ao suporte de corrente reativa, dos códigos analisados, somente dois estabelecem critérios claros para o suporte de reativos, o Espanhol e o novo código Alemão. As dúvidas existentes anteriormente ao lançamento do [19] tais como, o procedimento para o suporte de reativos durante faltas desequilibradas foram dirimidas e é muito provável que outras atualizações de códigos de rede acompanhem essa tendência.

## 4 SINCRONISMO E CONTROLE DE CORRENTE

### 4.1 Introdução

Conversores alimentados em tensão conectados à rede, necessitam retirar sinais de referências para as malhas de controle internas a partir da tensão medida no PCC. O PLL (*Phase-Locked-Loop*) é o método de sincronismo mais popular utilizado nesta aplicação. Entretanto, as aplicações de geração distribuída requerem que o sistema de sincronismo seja imune a variações bruscas de tensão, saltos de fase e componentes harmônicos, o que não é conseguido com a configuração tradicional do PLL mostrado na Figura 44 [69].

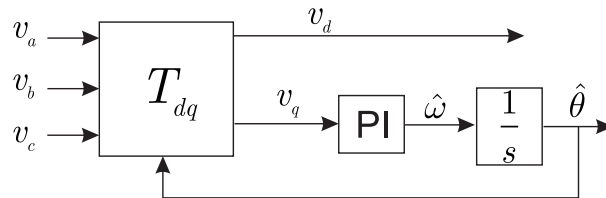


Figura 44: Diagrama de Blocos de PLL tradicional em eixos síncronos.

Em um PLL convencional, a tensão medida no ponto de conexão comum em  $abc$  é transformada para eixos síncronos  $dq$  pela transformada de Park [29] definida por:

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\text{sen} \theta \\ \text{sen} \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

onde  $v_\alpha$  e  $v_\beta$  são dadas pela transformada de Clark [30]

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix}. \quad (4.2)$$

A posição angular do eixo de referência é controlada por um laço de retroação que



regula a referência da tensão  $v_q$  para zero. Portanto em regime permanente, a amplitude e a fase da tensão são determinadas pelas saídas do laço realimentado. Em condições ideais da tensão, uma alta banda passante determinada pelo projeto do controlador PI assegura uma convergência rápida e precisa como mostrado na Figura 45. Entretanto, harmônicos e principalmente desequilíbrios de tensão irão deteriorar o desempenho desta estrutura conforme mostrado na Figura 46 [70]. Existe um grande número de trabalhos na literatura com o intuito de aperfeiçoar o desempenho da estrutura básica do PLL para situações de tensão não ideais. A grande maioria delas se baseia na extração de componentes de sequência da tensão da rede, fornecendo sempre sinais equilibrados para a estrutura básica. Esta pode então ser sincronizada com a sequência positiva ou até mesmo com a sequência negativa em casos de afundamentos de tensão desequilibrados. Para a obtenção das componentes de sequência geralmente são utilizadas estruturas baseadas em filtros digitais [71] ou técnicas de filtragem ótima utilizando KF-PLL [72, 73].

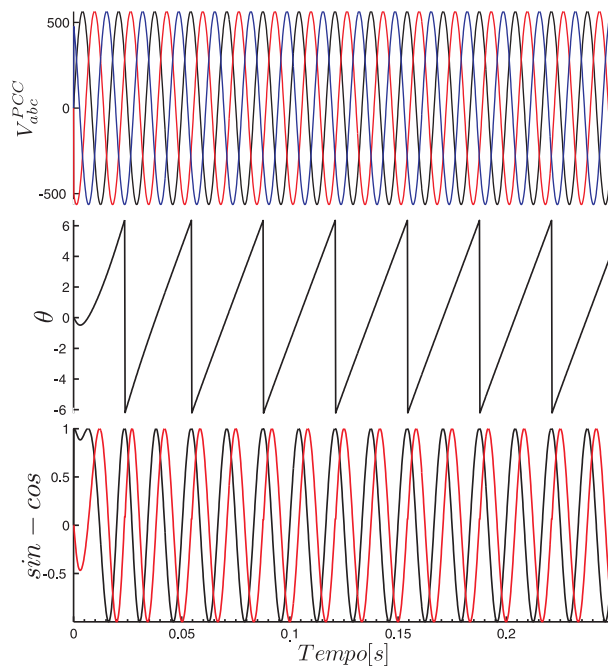


Figura 45: Operação do PLL em condições ideais

Como mostrado anteriormente, a evolução histórica dos códigos de rede associados a geração eólica estabelecem que mesmo com tensão zero (ou muito próximas de zero) o sistema deve permanecer conectado, promovendo suporte de corrente reativa, o que necessariamente demanda sinais de referência mesmo em condições de tensão nula no ponto de conexão. Sendo assim, este capítulo avalia o desempenho de três métodos de sincronismo apresentados na literatura [71, 72, 74]. Estes serão testados frente a afundamentos de tensão desequilibrados.

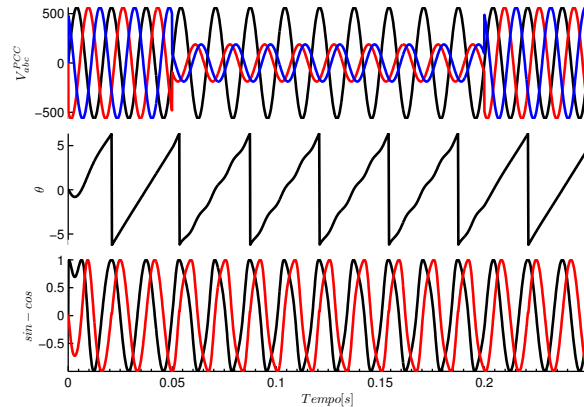


Figura 46: Operação do PLL com afundamentos desequilibrados de tensão.

Outro tópico desde capítulo trata do controlador de corrente do conversor do lado da rede em aerogeradores com conversor pleno com filtro- $LCL$  de saída conforme a Figura 47. Os controladores PI implementados em eixos síncronos e os controladores ressonantes implementados em eixos estacionários são as configurações mais utilizadas nesta aplicação [75]. Em termos de rastreamento de referência e rejeição de distúrbios, ambos controladores são equivalentes em condições de tensões equilibradas [76].

A Figura 47(a) mostra o controlador de corrente implementado em eixos síncronos. O sistema de sincronismo extrai o ângulo  $\theta$  de referência utilizado nas transformações  $\alpha\beta - dq$  das correntes medidas e a transformação  $dq - \alpha\beta$  dos sinais de controle. A estrutura ainda tem a aplicação de uma ação *feed-forward* das tensões no PCC de modo a tornar o controlador mais sensível a variações na tensão. A indutância  $L$  utilizada na parcela de desacoplamento representa a soma das indutâncias do filtro  $LCL$ , logo, o modelo utilizado não leva em consideração o desacoplamento do capacitor da rede. Isto torna este controlador mais sensível a variações paramétricas [16].

Na Figura 47(b) é apresentado o controlador em eixos estacionários. As correntes de referência são geradas pela malha de potência e sincronizadas com as componentes de sequência extraídas do sistema de sincronismo. O controlador ressonante é capaz de rastrear tanto componentes de sequência positiva como negativa e parcelas adicionais podem ser incluídas para rejeição de distúrbios harmônicos de baixa ordem. Nesta tese, todas as simulações e resultados experimentais foram obtidos utilizando o controlador em eixos estacionários com controladores ressonantes. A malha de potência recebe os sinais do sincronismo bem como as referências de potência ativa e reativa. Nesta tese, todas as simulações consideram que a potência ativa e reativa será controlada em malha aberta, com o intuito de facilitar a análise dos fenômenos de afundamentos de tensão desequilibradas e suporte de reativos que ocorrem em janelas de tempo pequenas. Os

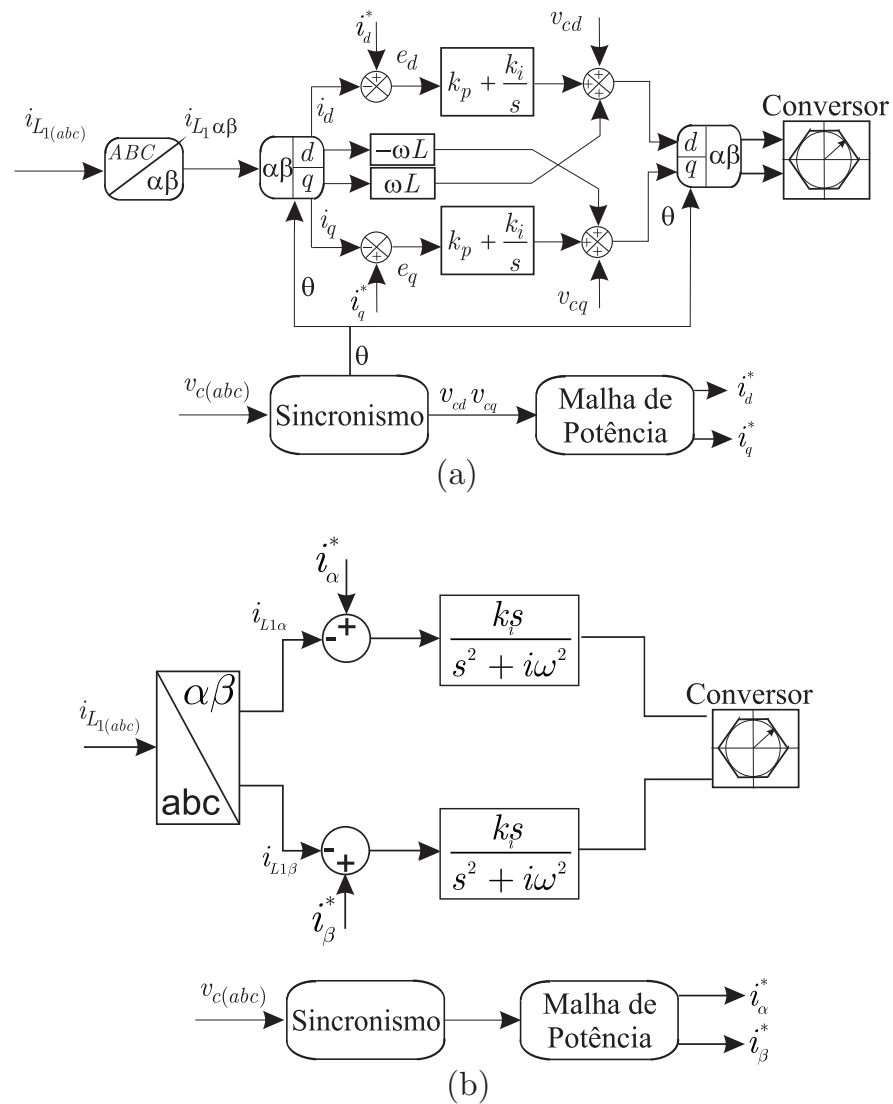


Figura 47: (a) Controlador de corrente em eixos síncronos, (b) Controlador de corrente em eixos estacionários.

sinais de referência de corrente resultantes das malhas de potência são utilizados como referência na malha de controle de corrente.

## 4.2 Sistemas de Sincronismo

No caso de aerogeradores com conversor pleno, o sistema de controle do conversor do lado da rede é responsável por sintetizar correntes que estejam com uma fase adequada em relação à tensão no ponto de conexão. Sendo assim, deverá contar com um sistema de sincronismo eficiente e efetivo, tanto em condições normais de operação como em condições de desequilíbrio. Este esclarecimento é importante, uma vez que o termo sincronismo

geralmente remete a idéia de sincronizar um gerador síncrono com a rede elétrica, o que não é o caso devido a presença do conversor pleno.

Uma revisão detalhada de sistemas de sincronismo para aplicações em filtros ativos pode ser encontrada em [74, 77]. Em [74] é proposto um método de extração de sequência positiva da tensão medida no PCC através de filtros passa-baixa. A implementação desta técnica é ilustrada na Figura 48 para um sistema trifásico a três fios. As tensões  $v_{Cab}$  e  $v_{Cbc}$  passam por dois filtros passa-baixa para retirar harmônicas de alta frequência e provocar um deslocamento de fase necessário para obtenção da tensão de sequência positiva em coordenadas  $\alpha\beta$ . As matrizes  $M_1$  e  $M_2$  são dadas respectivamente por

$$M_1 = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & -\frac{\sqrt{2}}{2} \\ \frac{\sqrt{6}}{3} & \frac{\sqrt{6}}{6} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

$$M_2 = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} -\frac{\sqrt{6}}{3} & -\frac{\sqrt{6}}{6} \\ 0 & -\frac{\sqrt{2}}{2} \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

Uma vantagem deste método é a implementação em eixos estacionários, o que evita que erros na obtenção do ângulo  $\theta$  comprometam a geração de referências. A desvantagem é a necessidade do bloco normalização em situações onde a tensão cai a zero e as dinâmicas associadas ao filtro passa baixa. A Figura 49 mostra um afundamento de tensão do tipo G ( $2\phi 2\Delta - Y$ ) e a norma das tensões  $v_\alpha^+$  e  $v_\beta^+$  utilizada na normalização das correntes de referências.

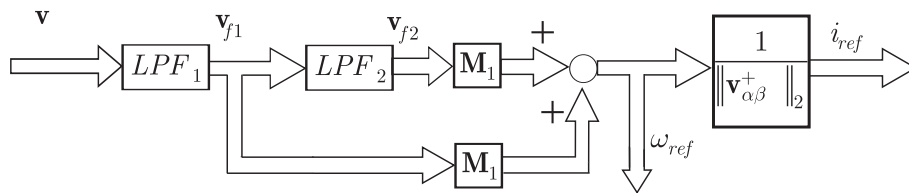


Figura 48: NPSF para sistemas trifásicos a três fios.

Em [71] é proposta a utilização de um filtro passa-banda de segunda ordem para a extração das componentes de sequência das tensões. O bloco PB da Figura 50 apresenta a seguinte função de transferência.

$$F(s) = \frac{v'_\alpha}{v_\alpha} = \frac{k\omega_o}{s^2 + k\omega_o s + \omega_o^2} \quad (4.5)$$

Nesta estrutura, existe um ganho  $k$  e uma frequência fundamental  $\omega_o$  que devem ser adequadamente escolhidas para garantir tempo de convergência e rastreamento de  $\mathbf{v}_{\alpha\beta}$ .

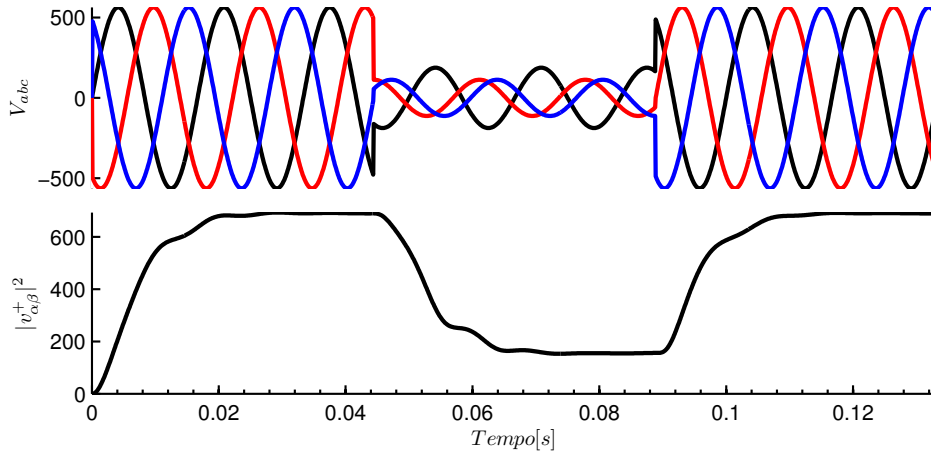


Figura 49: Afundamento de tensão do tipo G ( $2\phi 2\Delta - Y$ ) e norma da tensão de sequência positiva extraída.

Como a função de transferência acima é de segunda ordem, o sistema em espaço de estados contém dois estados utilizados para a obtenção das componentes de sequência da tensão.

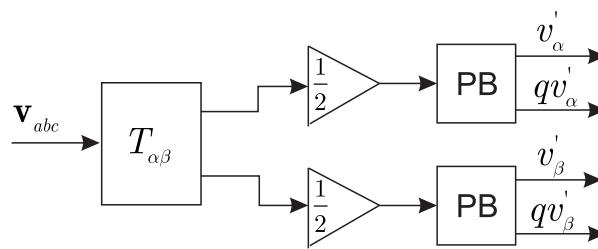


Figura 50: Sistema de sincronismo utilizando filtro passa-banda.

As componentes de sequência podem ser obtidas por:

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_{\alpha\beta}^+ &= T_{\alpha\beta} \mathbf{v}_{abc}^+ = T_{\alpha\beta} T^+ T_{\alpha\beta}' = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 & -q \\ q & 1 \end{bmatrix} \mathbf{v}_{\alpha\beta} \\ \mathbf{v}_{\alpha\beta}^- &= T_{\alpha\beta} \mathbf{v}_{abc}^- = T_{\alpha\beta} T^- T_{\alpha\beta}' = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 & q \\ -q & 1 \end{bmatrix} \mathbf{v}_{\alpha\beta} \end{aligned} \quad (4.6)$$

onde

$$T_{\alpha\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix}, \quad (4.7)$$

$$q = e^{-j\frac{\pi}{2}} \quad (4.8)$$

e as matrizes de transformação são respectivamente:

$$T^+ = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ a^2 & 1 & a \\ a & a^2 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

$$T^- = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a^2 & a \\ a & 1 & a^2 \\ a^2 & a & 1 \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

e

$$a = e^{-j\frac{2\pi}{3}}.$$

Esta estrutura não adiciona vantagem significativa sobre a anterior, a não ser que não necessita de divisão pela norma, as dinâmicas referentes aos filtros continuam presentes.

Em [72], é desenvolvida uma metodologia para a utilização do filtro de Kalman para a obtenção de sinais de sincronismo para conversores conectados à rede, em aplicações de filtros ativos. Considerando o modelo dinâmico discreto:

$$\begin{aligned} x_{k+1} &= \sigma_k x_k + \zeta_k u_k \\ y_k &= F_k x_k + \rho_k \end{aligned} \quad (4.11)$$

onde  $u_k$  e  $\rho_k$  são sequências de ruído branco não correlacionadas e  $F_k$ ,  $\sigma$  e  $\zeta$  são matrizes com dimensões apropriadas [72, 78].

A estrutura de filtragem de Kalman dada em [79] segue os seguintes passos:

$$\hat{x}_{k+1|k} = \sigma_k \hat{x}_{k|k-1} + K_k (y_k - F_k \hat{x}_{k|k-1}) \quad (4.12)$$

onde  $\hat{x}_{k+1|k}$  é a estimativa do vetor de estados  $x_{k+1}$  obtido no instante  $t_k$ . O ganho de Kalman é dado por

$$K_k = \sigma_k P_{k|k-1} F_k^T (F_k P_{k|k-1} F_k^T + R_k)^{-1} \quad (4.13)$$

A matriz de covariância dos erros do vetor de estados estimados  $x_{k+1}$  é:

$$P_{k+1|k} = \sigma_k P_{k|k-1} \sigma_k^T - K_k F_k P_{k|k-1} \sigma_k^T + \zeta_k Q_k \zeta_k^T \quad (4.14)$$

onde são consideradas as condições iniciais  $\hat{x}_{0|-1}$  and  $P_{0|-1}$ . As matrizes  $Q_k$  e  $R_k$  são as matrizes de covariância de  $u_k$  e  $\rho_k$  respectivamente.

Um sistema na forma do modelo dinâmico 4.11 é necessário para o uso do Filtro de Kalman. Em [72] um modelo dinâmico contendo sinais senoidais com harmônicas da

fundamental é desenvolvido:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}_{k+1} &= \begin{bmatrix} \cos(\omega T_s) & \sin(\omega T_s) \\ -\sin(\omega T_s) & \cos(\omega T_s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}_k + \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix}_k, \\ y_k &= [1 \ 0] \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}_k, \end{aligned} \quad (4.15)$$

onde  $x_1$  é a tensão filtrada,  $x_2$  está em quadratura com  $x_1$ ,  $\omega$  é a frequência nominal e  $T_s$  o período de discretização [72]. Aplicando-se esta estrutura em um sistema trifásico, onde (4.15) é aplicada para cada uma das três tensões  $v_a$ ,  $v_b$  e  $v_c$ , obtém-se as componentes na frequência fundamental filtradas  $v_{af}$ ,  $v_{bf}$  e  $v_{cf}$  e as suas componentes em quadratura  $v_{af\perp}$ ,  $v_{bf\perp}$  e  $v_{cf\perp}$ . Assim, pode se obter as componentes de sequência positiva pelas seguinte expressões:

$$\begin{aligned} v_a^+ &= \frac{1}{3}v_{af} - \frac{1}{6}(v_{bf} + v_{cf}) + \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{bf\perp} - v_{cf\perp}), \\ v_c^+ &= \frac{1}{3}v_{cf} - \frac{1}{6}(v_{af} + v_{bf}) + \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{af\perp} - v_{bf\perp}), \\ v_b^+ &= -v_a^+ - v_c^+. \end{aligned} \quad (4.16)$$

As componentes de sequência positiva  $v_{a\perp}^+$ ,  $v_{b\perp}^+$  e  $v_{c\perp}^+$  que estão  $90^\circ$  atrasadas em relação as tensões  $v_a^+$ ,  $v_b^+$  e  $v_c^+$  podem são obtidas pela seguinte expressão:

$$\begin{aligned} v_{a\perp}^+ &= \frac{1}{3}v_{af\perp} - \frac{1}{6}(v_{bf\perp} + v_{cf\perp}) - \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{bf} - v_{cf}), \\ v_{c\perp}^+ &= \frac{1}{3}v_{cf\perp} - \frac{1}{6}(v_{af\perp} + v_{bf\perp}) - \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{af} - v_{bf}), \\ v_{b\perp}^+ &= -v_{a\perp}^+ - v_{c\perp}^+. \end{aligned} \quad (4.17)$$

Da mesma forma para as componentes de sequência negativa:

$$\begin{aligned} v_a^- &= \frac{1}{3}v_{af} - \frac{1}{6}(v_{bf} + v_{cf}) - \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{bf\perp} - v_{cf\perp}), \\ v_c^- &= \frac{1}{3}v_{cf} - \frac{1}{6}(v_{af} + v_{bf}) - \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{af\perp} - v_{bf\perp}), \\ v_b^- &= -v_a^- - v_c^-, \end{aligned} \quad (4.18)$$

e as suas componentes em quadratura:

$$\begin{aligned} v_{a\perp}^- &= \frac{1}{3}v_{af\perp} - \frac{1}{6}(v_{bf\perp} + v_{cf\perp}) + \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{bf} - v_{cf}), \\ v_{c\perp}^- &= \frac{1}{3}v_{cf\perp} - \frac{1}{6}(v_{af\perp} + v_{bf\perp}) + \frac{\sqrt{3}}{6}(v_{af} - v_{bf}), \\ v_{b\perp}^- &= -v_{a\perp}^- - v_{c\perp}^-. \end{aligned} \quad (4.19)$$

Pela escolha das matrizes  $Q$  e  $R$  é possível adequar a resposta do filtro. A Figura 51 mostra a convergência para o sistema com dois valores distintos de matriz  $Q$  para um afundamento de tensão do tipo F ( $2\phi\Delta Y$ ), onde a tensão cai a 10% do seu valor nominal.

A matriz  $P$  é inicializada como:

$$P_{0|-1} = \begin{bmatrix} 10 & 0 \\ 0 & 10 \end{bmatrix},$$

e as matrizes de covariância  $R$  e  $Q$  para cada um dos casos são:

$$R_1 = 1, Q_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.20}$$

$$R_2 = 1, Q_2 = \begin{bmatrix} 0.01 & 0 \\ 0 & 0.01 \end{bmatrix}$$

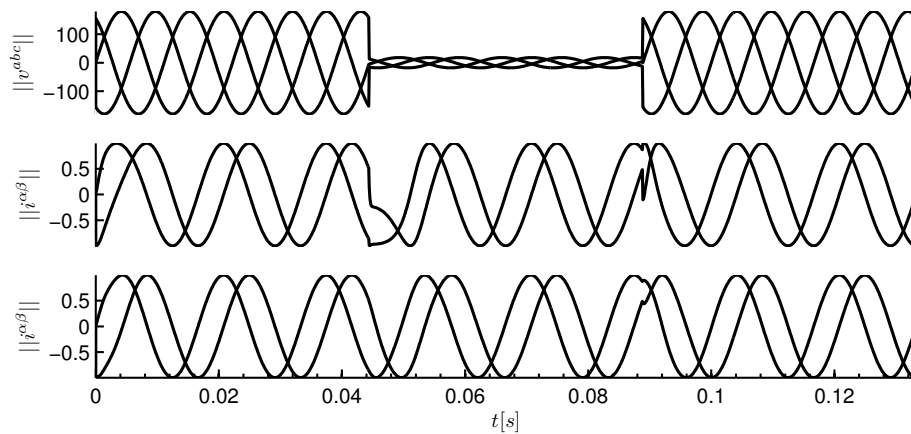


Figura 51: Afundamento de tensão do tipo F, onde as tensões das fases atingidas caem 90%,  $i_{\alpha ref}$  e  $i_{\beta ref}$  para  $R_1$  e  $Q_1$ ,  $i_{\alpha ref}$  e  $i_{\beta ref}$  são referências de corrente para  $R_2$  e  $Q_2$ .

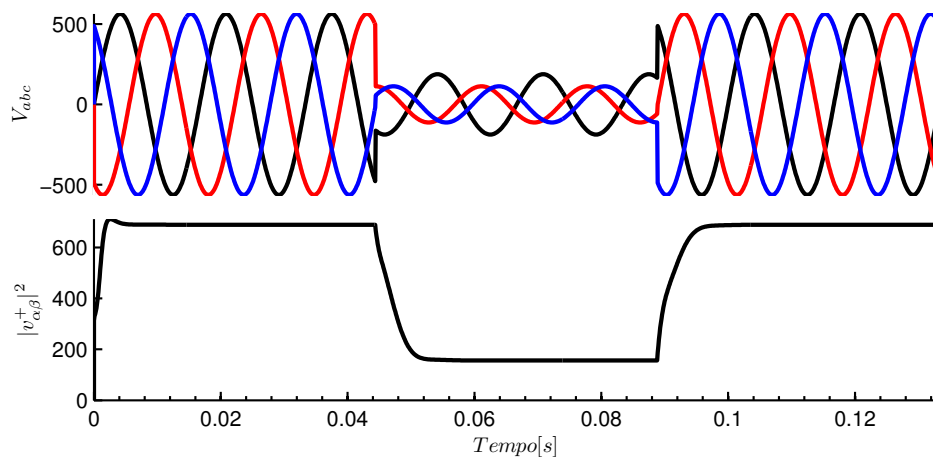


Figura 52: Afundamento de tensão do tipo F, norma da tensão de sequência positiva extraída.

Observe que a resposta da estrutura de Kalman apresenta uma resposta transitória mais suave na norma das tensões de sequência positiva, conforme mostrado na Figura 52. Na Figura 53 o desempenho da estrutura de sincronismo utilizando filtro de Kalman é



comparado com o método de sincronização baseado na Normalização da Sequência Positiva (NPSF). Este método é baseado em filtros passa baixas e apresenta um desempenho satisfatório em regime permanente. Entretanto, este método faz uso da divisão do módulo de sequência positiva para obter as correntes de referência, o que gera distorções indesejadas durante transitório como pode se observar na Figura 49.

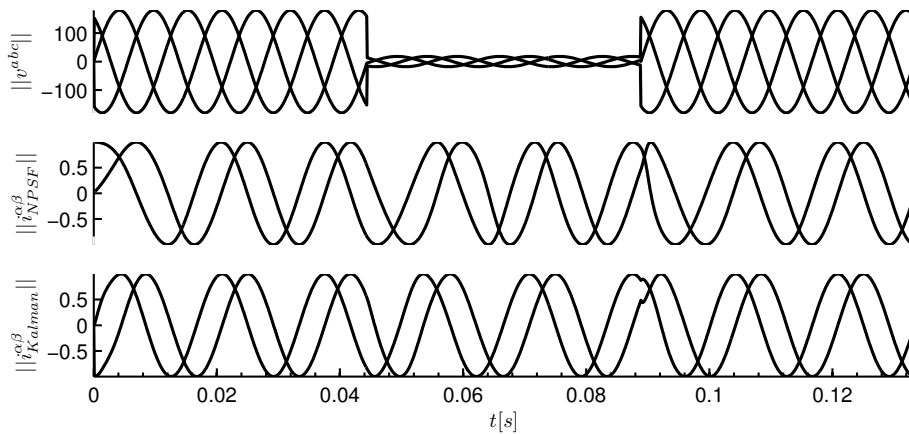


Figura 53: Afundamento de tensão do tipo G,  $i_{\alpha ref}$  e  $i_{\beta ref}$  obtidas com o NPSF,  $i_{\alpha ref}$  e  $i_{\beta ref}$  correntes de referência obtidas com o filtro de Kalman.

### 4.2.1 Sincronismo composto

Nesta tese é proposta uma associação das características de rápida resposta obtidas com o Filtro de Kalman a de um PLL com uma resposta extremamente lenta, é possível obter os sinais de sincronismo durante interrupções curtas de tensão e manter o suporte de corrente reativa neste período em sincronismo com a tensão pré-falta. O PLL funciona como uma inércia adicionado aos sinais de sincronismo.

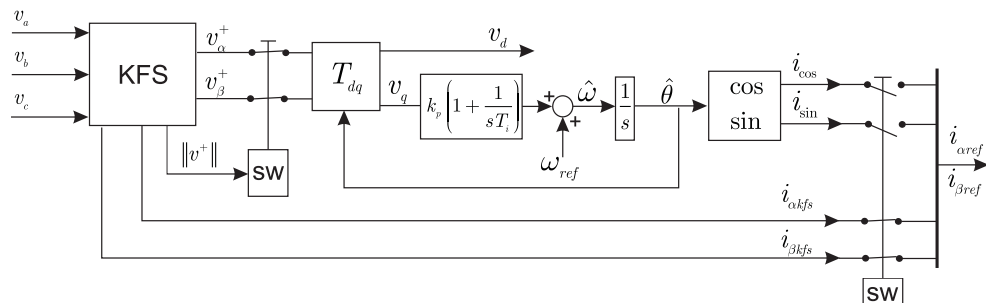


Figura 54: Diagrama de blocos do sistema de sincronismo.

Em casos de interrupções de tensão de curta duração, abaixo de 0,1 pu da tensão nominal, o bloco SW leva a zero as tensões de entrada do PLL. Uma vez que a tensão  $v_q$

cai a zero, e o tempo de resposta em malha fechada é projetada para ser lenta, o ângulo de sincronismo  $\hat{\theta}$  irá gerar correntes em fase com a tensão pré-falta. A função de transferência de malha aberta do PLL é dada por:

$$F_{ma}(s) = \frac{k_p s + \frac{k_p}{T_i}}{s^2}, \quad (4.21)$$

a função de transferência de malha fechada é dada por:

$$F_{mf} = \frac{k_p s + \frac{k_p}{T_i}}{s^2 + k_p s + \frac{k_p}{T_i}}. \quad (4.22)$$

A função de transferência da referência em relação ao erro é dada por:

$$F_e = \frac{s^2}{s^2 + k_p s + \frac{k_p}{T_i}}. \quad (4.23)$$

Colocando a (4.22) na forma geral de funções de transferência de segunda ordem:

$$F_{mf} = \frac{2\zeta\omega_n s + \omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (4.24)$$

onde  $\omega_n = \sqrt{\frac{k_p}{T_i}}$  e  $\zeta = \frac{\sqrt{K_p T_i}}{2}$ .

O decaimento da resposta transitória, no eventual chaveamento de SW, depende da constante de tempo  $\tau = 1/\zeta\omega_n$ . Assumindo uma constante de  $\tau = 100s$ , os valores dos ganhos calculados são  $k_p = 0,1$  e  $T_i = 3$ . Na Figura 55 é mostrado o desempenho do PLL projetado acima para um interrupção curta de tensão. Durante um intervalo de 400 ms, a tensão nas três fases cai a zero. As referências  $i_{\alpha kfs}$  e  $i_{\beta kfs}$  igualmente caem a zero, uma vez as matrizes de covariância foram selecionadas para serem sensíveis a variações na magnitude. As correntes geradas pelo PLL se mantém em sincronismo com a tensão pré-falta. Observe que o erro entre a tensão pré-falta e as referências  $i_{cos}$  e  $i_{sen}$  é menor que 5% passados 400ms. Observe que é possível diminuir este erro aumentando ainda mais a constante de tempo  $\tau$ .

A Figura 56 mostra a propagação de uma falta trifásica pela impedância  $Z_f$ . Considerando que  $Z_f$  é diferente de zero, a tensão remanescente é caracterizado por uma magnitude, proporcional ao módulo da impedância  $Z_f$  e um ângulo, proporcional a relação entre a impedância de falta e a impedância da fonte, conforme abordado no capítulo anterior. Este mesmo salto de fase ocorrerá nos terminais do aerogerador. Uma vez que a estrutura de Kalman converge rapidamente para a nova tensão medida e o PLL manterá o sincronismo com a tensão pré-falta, é possível determinar o salto angular da tensão.

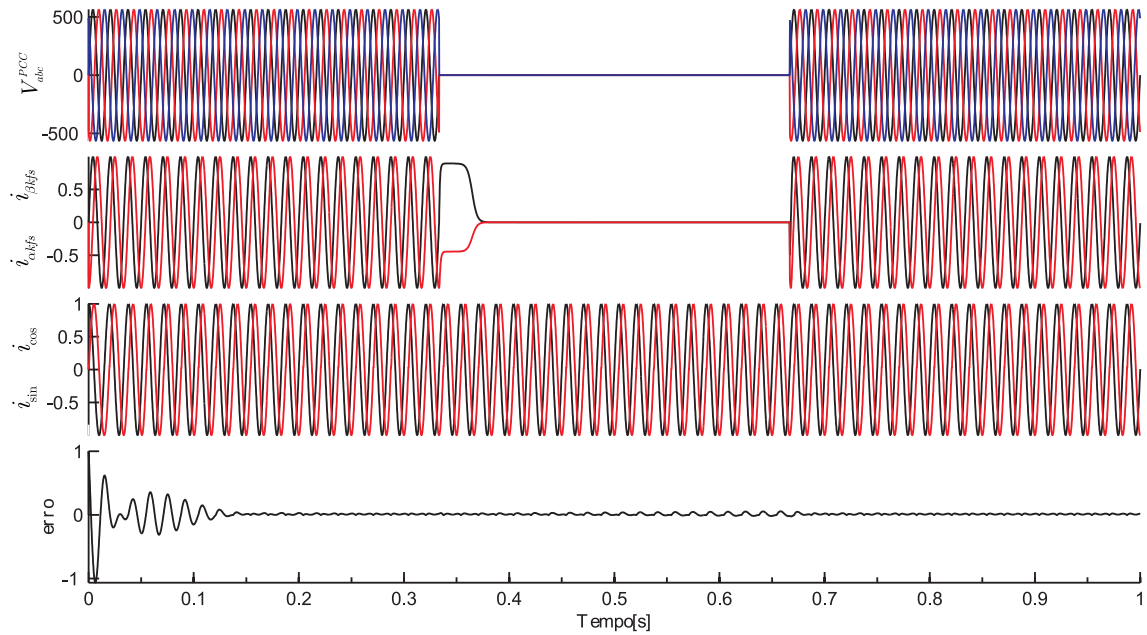


Figura 55: Simulações efetuadas em Matlab/Simulink, (a) Tensões no ponto de conexão, (b) correntes de referência geradas pelo filtro de Kalman, (c) correntes de referência do PLL, (d) erro de fase entre as referências do PLL e das tensões pré-falta.

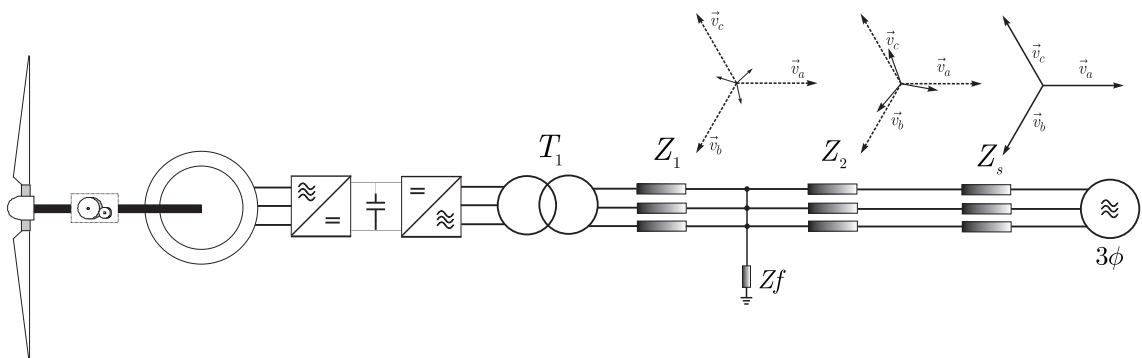


Figura 56: Propagação de faltas trifásicas e tensão remanescente nos terminais do aerogerador.

Se o modelo do sistema de potência é conhecido, se torna possível determinar o tipo e distância da localização da falta. Este é um tema a ser mais explorado na sequência deste trabalho.

### 4.3 Controlador de Corrente

Para o rastreamento assintótico e rejeição de distúrbios externos em sistemas de geração distribuída, geralmente são utilizados controladores de corrente implementados em eixos estacionários ou em eixos síncronos [13, 80, 81]. Um dos desafios enfrentados no projeto do controlador de corrente, para aerogeradores com conversor pleno, é o amortecimento dos modos oscilantes do filtro  $LCL$  de saída. O controlador de corrente utilizado

em todas as simulações e ensaios referentes a este documento fizeram uso do controlador de corrente por retroação parcial de estados. Um breve resumo deste controlador é apresentado na próxima subsecção.

### 4.3.1 Controlador Por Retroação de Estados

O controlador de corrente por retroação robusta de estados foi proposto em [15] e apresentado em detalhes em [11]. Este controlador é implementado em eixos estacionários e é composto por um parcela responsável pelo amortecimento dos modos oscilatórios do filtro *LCL* e pelo controlador ressonante responsável pelo rastreamento da corrente. O amortecimento dos modos oscilatórios é implementado por uma retroação parcial de estados. Os ganhos desta retroação são calculados segundo critérios de robustez para incertezas paramétricas na impedância no ponto de conexão da rede. Assim, é possível amortecer os modos oscilatórios do filtro *LCL* de saída. Por outro lado, o rastreamento e rejeição de distúrbios de baixa ordem são obtidos pela associação de controladores ressonantes [12, 82–84]. A estrutura do controlador ressonante passa a ser a seguinte:

$$G_c(z) = \frac{N(z)}{\phi(z)} = \mathcal{Z} \left\{ \sum k \frac{s}{s^2 + (i\omega)^2} \right\}, \quad (4.25)$$

onde  $i = 1, 3, 5, 7$ . O ganho  $k$  é o mesmo para todas as frequências. A Figura 58 mostra

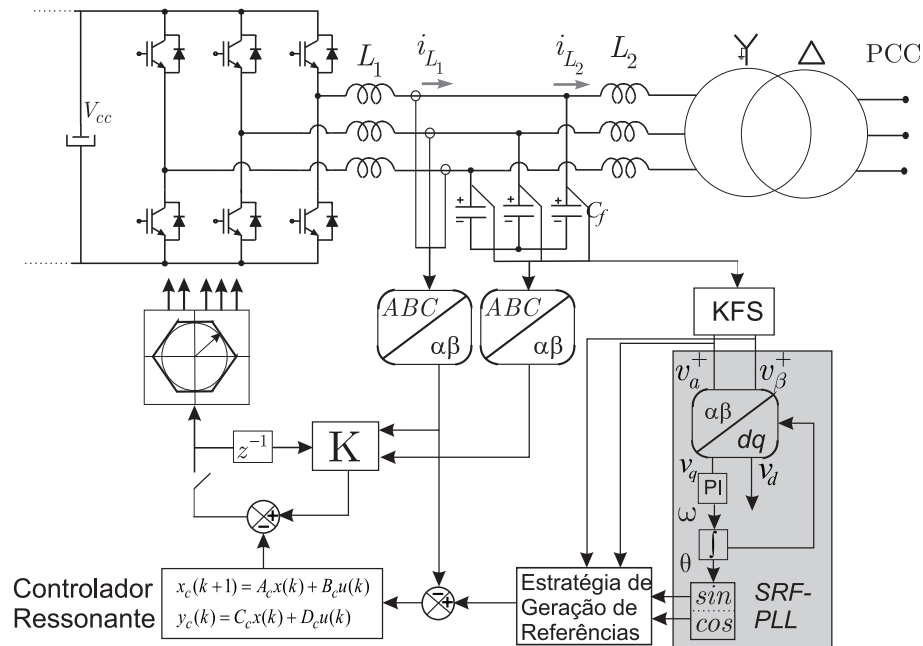


Figura 57: Diagrama completo do inversor conectado à rede com filtro LCL e estrutura do controlador de corrente.

o diagrama de blocos da malha de corrente equivalente para cada uma das coordenadas  $\alpha$

Tabela 2: Parâmetros.

Controle	Frequência de Amostragem	5040Hz
	Frequência de Chaveamento	5040Hz
	Modulação	Space Vector
Filtro- <i>LCL</i>	$L_1$	200 $\mu$ H
	$L_2$	20 $\mu$ H
	$C_f$	510 $\mu$ F
Valores Base	Tensão de Linha	690 $V_{rms}$
	Potência	2MW
Ganhos do controlador	Ganho do Ressonante	$k_i = 300$
	Ganho de Retroação	$K=[1,5 \quad -0,9 \quad 0 \quad 0,9]$
	Ganho Anti windup	$F=2$

e  $\beta$ . A estrutura de realimentação com o ganho  $F$  representa o algoritmo *anti-windup* que será descrito em seguida. A Figura 57 mostra o diagrama completo da implementação do controlador. Os parâmetros do sistema são dados na Tabela 2. Uma vez que a variável de saída do controlador de corrente é a corrente do lado do conversor, o controle em malha fechada da potência de saída só será possível com a inclusão de medidores de corrente também no lado da rede. Como descrito em [15], este controlador é apropriado para filtros de saída pesados, ou seja, com baixas frequências de corte. Para filtros mais leves, os níveis de ondulações na corrente  $i_{L1}$  e  $v_{Cf}$  devido ao chaveamento e a sua realimentação podem deteriorar a resposta do controlador [83].

A malha de controle de corrente em eixos estacionários deve operar adequadamente durante os transitórios de entrada e saída de afundamentos de tensão, e assim, atender os requisitos de rede de suportabilidade de tensão e suporte de reativos. Na próxima seção é apresentado um algoritmo anti-windup que possibilita a realocação dos pólos dos controladores ressonantes durante saturações da ação de controle da malha de corrente.

#### 4.3.1.1 Algoritmo *Anti-Windup*

A operação dos controladores de corrente durante afundamentos de tensão pode levar a saturação da ação de controle. É proposta a inclusão de uma estrutura do tipo *anti-windup* [85], na estrutura do controlador de corrente baseado em controladores ressonantes como mostrado na Figura 58. Esta estrutura evita que uma breve saturação da ação de controle leve a malha de corrente a instabilidade e a conseqüente desconexão não-autorizada durante o afundamento. Através da realimentação do sinal de saturação é possível realocar os pólos do controlador ressonante garantindo o amortecimento dos estados internos do

controlador. O sinal  $e_1$  pode ser expresso por:

$$e_1 = e - \mathbf{F}(u - u_{sat}) \quad (4.26)$$

$$e_1 = e + \mathbf{F}u_{sat} - \mathbf{F}(\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c + \mathbf{D}_cu - \mathbf{K}x) \quad (4.27)$$

$$e_1 = i_{L1ref} - i_{L1} + \mathbf{F}u_{sat} - \mathbf{F}(\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c + \mathbf{D}_cu - \mathbf{K}x) \quad (4.28)$$

$$e_1 = i_{L1ref} - \bar{x} + \mathbf{F}u_{sat} - \mathbf{F}\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c - \mathbf{F}\mathbf{D}_cu + \mathbf{F}\mathbf{K}x \quad (4.29)$$

Assumindo que

$$\gamma = i_{L1ref} - \mathbf{C}x + \mathbf{F}u_{sat} + \mathbf{F}\mathbf{K}x \quad (4.30)$$

é um sinal de distúrbio para os estados dos controladores ressonantes, a equação de estados do controlador pode ser dada por:

$$\dot{\mathbf{x}}_c = (\mathbf{A}_c - \mathbf{B}_c\mathbf{F}\mathbf{C}_c)\mathbf{x}_c - \mathbf{B}_c\mathbf{F}\mathbf{D}_ce_1 + \mathbf{B}_c\gamma \quad (4.31)$$

como consequência, os pólos do controlador ressonante podem ser realocados pelo adequado projeto de  $\mathbf{F}$  de tal forma a alocar os autovalores da parcela  $(\mathbf{A}_c - \mathbf{B}_c\mathbf{F}\mathbf{C}_c)$  dentro do círculo de raio unitário.

A Figura 59 mostra os resultados de simulação do controlador de corrente dado na Figura 57. Apenas o controlador por retroação de estados é utilizado, o resultado se aplica diretamente a ambos controladores. Um afundamento de tensão simétrico, cuja tensão remanescente tem 0,15 pu e um salto angular de  $-50^\circ$ . O transitório de saída do afundamento gera grandes oscilações na ação de controle da malha de corrente. A potência ativa pré-falta é de 1 MW e cai a zero durante o afundamento. O suporte de reativos é realizado com a injeção de potência reativa capacitiva até 1 pu de corrente.

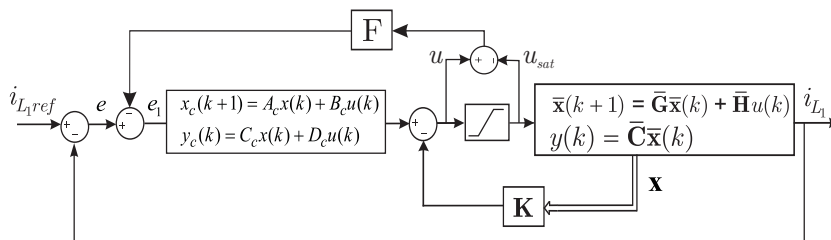


Figura 58: Malha de controle de corrente em eixos estacionários.

A Figura 60 mostra os resultados com a inclusão do algoritmo *anti-windup*. Observe que o transitório de saída do afundamento tem um desempenho superior em comparação aos da Figura 59. Os resultados de simulação foram obtidos no software Matlab/Simulink.

Na Figura 61 são apresentados alguns resultados experimentais em uma situação onde

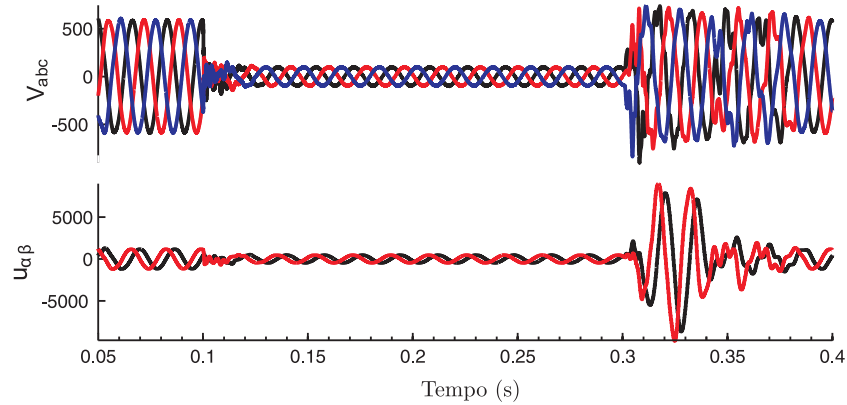


Figura 59: Afundamento de tensão simétrico, ação de controle  $u_{\alpha\beta}$  sem a ação do algoritmo *anti-windup*.

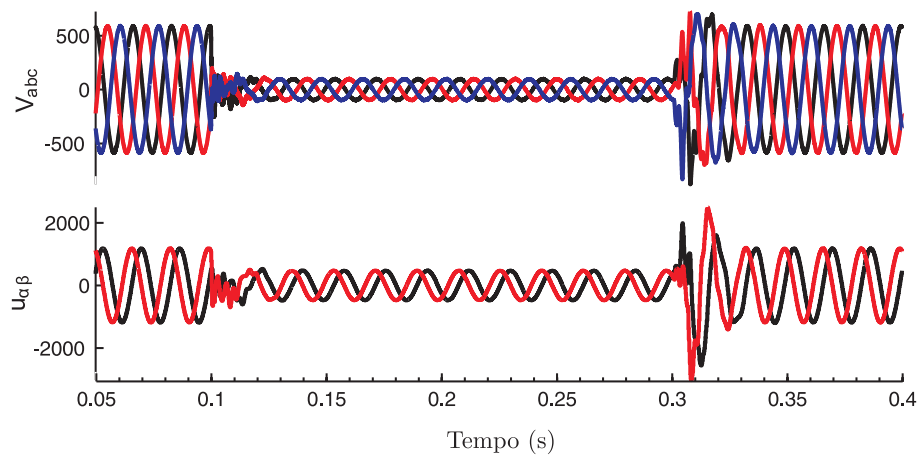


Figura 60: Afundamento de tensão simétrico, ação de controle  $u_{\alpha\beta}$  com a ação do algoritmo *anti-windup*.

a saturação da ação de controle foi forçada. O inversor da Figura 57 tem os seus terminais colocados em curto-circuito, e uma tensão fixa é mantida no barramento CC de modo que o inversor imponha uma corrente de 10 A no indutor  $L_1$ , durante um salto na referência de corrente para 20 A, uma saturação da ação de controle irá ocorrer devido ao baixo valor de  $V_{cc}$ . A Figura 61(a) mostra o comportamento das correntes de saída durante o salto da referência. Sem a estrutura proposta, a ação de controle satura e permanece assim durante um período longo. A Figura 62(a) mostra a ação de controle ultrapassando e muito o valor máximo para uma tensão de barramento CC de  $20 V_{cc}$ . Por outro lado, com a introdução da estrutura a ação de controle, a ação de controle fica acima dos seus limites por um tempo consideravelmente menor como mostrado na Figura 62(a). Da mesma forma, as correntes mostradas na Figura 61(b) tem um transitório mais suave em relação ao anterior.

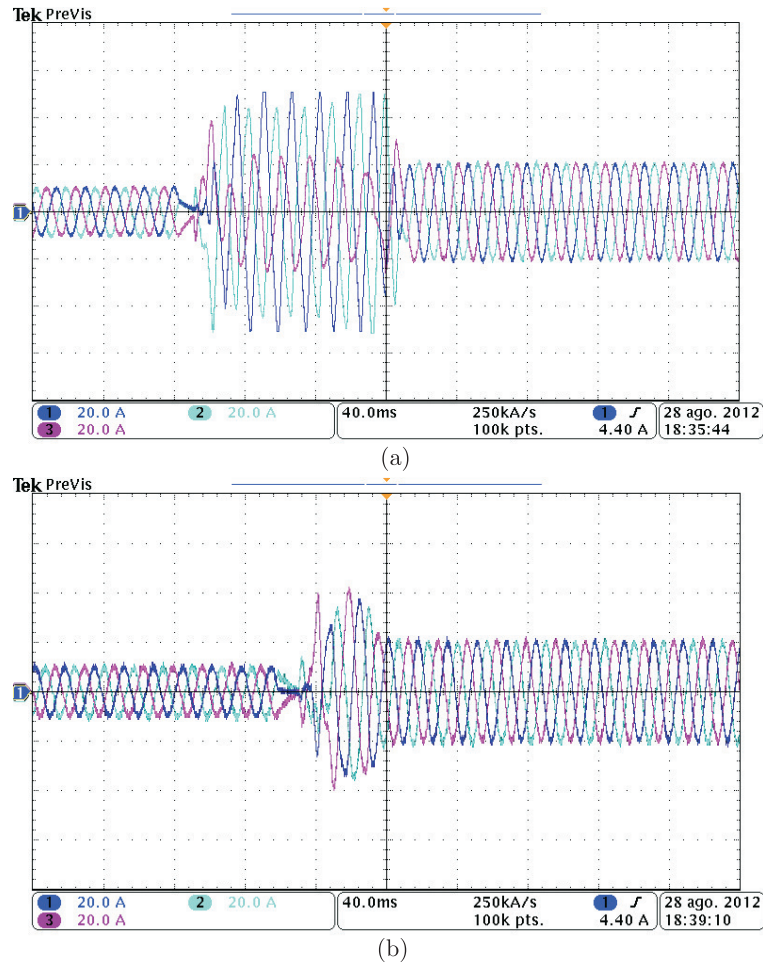


Figura 61: Funcionamento prático da estrutura *anti-windup*, (a) resposta ao salto sem a estrutura *anti-windup*, (b) resposta ao salto com a estrutura *anti-windup* e ganho  $F=20$ .

## 4.4 Conclusão

Neste capítulo foram abordadas as questões relativas ao sistema de sincronismo e do controlador de corrente utilizados no conversor do lado da rede em aerogeradores de conversor pleno. Foi feita revisão sobre os sistemas de sincronismo e as técnicas de extração das componentes de sequência positiva e negativa. Um sistema de sincronismo composto, unindo a estrutura de Kalman e um PLL capazes de gerar sinais de sincronismo mesmo em situações de interrupções de tensão. Além disso, foi proposto uma estrutura *anti-windup* adaptado na estrutura da malha de corrente com controladores ressonantes para evitar que saturações da malha de controle de corrente levem a transitórios indesejáveis. Resultados experimentais mostraram que em situações de saturação da ação de controle, esta estrutura tem condições de diminuir significativamente os efeitos transitórios na corrente de saída.



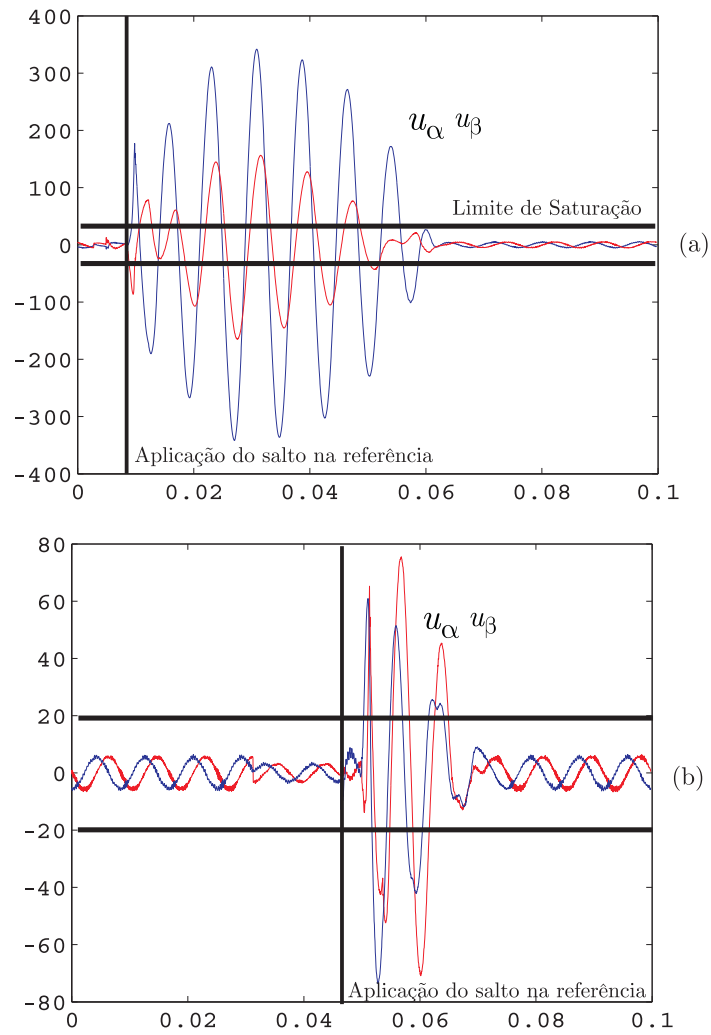


Figura 62: Funcionamento prático da estrutura *anti-windup*, dados obtidos pelo buffer interno do DSP, (a) ação de controle  $u_\alpha$  e  $u_\beta$  sem o uso da estrutura *anti-windup*, (b) ação de controle  $u_\alpha$  e  $u_\beta$  para  $F=20$ .

## 5 SUPORTE DE REATIVOS

### 5.1 Introdução

Para promover o suporte de corrente reativa durante afundamentos equilibrados e desequilibrados, é necessário que as referências de potência ativa e reativa sejam atualizadas em função da tensão remanescente no ponto de conexão. Em caso de afundamentos desequilibrados, surgirão componentes de tensão de sequência negativa nos terminais do aerogerador (conversor do lado da rede). A interação da corrente de sequência positiva injetada, com as componentes de sequência negativa da tensão darão origem a oscilações no dobro da frequência fundamental na potência ativa e no barramento CC ou na potência reativa injetada na rede.

Em [21] é apresentado um modelo para o cômputo direto das correntes de referência levando em conta apenas as componentes fundamentais de corrente e tensão. As correntes e tensões são expressas pela transformada de Park [29] onde  $v_d^+$ ,  $v_q^+$  e  $i_d^+$ ,  $i_q^+$  representam as componentes de tensão e corrente de sequência positiva expressas em eixos síncronos na frequência fundamental. Por outro lado,  $v_d^-$ ,  $v_q^-$  e  $i_d^-$ ,  $i_q^-$  são as componentes de tensão e corrente de sequência negativa expressas em eixos síncronos na frequência fundamental. As potências instantâneas são expressas por:

$$\begin{aligned} p &= P_0 + P_{c2} \cos(2\omega t) + P_{s2} \sin(2\omega t), \\ q &= Q_0 + Q_{c2} \cos(2\omega t) + Q_{s2} \sin(2\omega t), \end{aligned} \tag{5.1}$$

onde  $P_0$  e  $Q_0$  representam os valores médios, enquanto que  $P_{c2}, P_{s2}, P_{c2}$  e  $P_{c2}$  representam as magnitudes das parcelas oscilantes. Cada um destes termos pode ser expresso por suas

componentes de sequência em eixos síncronos:

$$\begin{aligned}
P_0 &= \frac{3}{2}(v_d^+ i_d^+ + v_q^+ i_q^+ + v_d^- i_d^- + v_q^- i_q^-), \\
P_{c2} &= \frac{3}{2}(v_d^- i_d^+ + v_q^- i_q^+ + v_d^+ i_d^- + v_q^+ i_q^-), \\
P_{s2} &= \frac{3}{2}(v_d^- i_d^+ - v_d^+ i_q^+ - v_q^+ i_d^- + v_d^+ i_q^-), \\
Q_0 &= \frac{3}{2}(v_q^+ i_d^+ - v_d^+ i_q^+ + v_q^- i_d^- - v_d^- i_q^-), \\
Q_{c2} &= \frac{3}{2}(v_q^- i_d^+ - v_d^- i_q^+ + v_q^+ i_d^- - v_d^+ i_q^-), \\
Q_{s2} &= \frac{3}{2}(-v_d^- i_d^+ - v_d^- i_q^+ + v_d^+ i_d^- + v_q^+ i_q^-).
\end{aligned} \tag{5.2}$$

As parcelas oscilatórias da potência reativa eram geralmente ignoradas [20, 21], uma vez que o objetivo era eliminar oscilações no barramento CC de retificadores. A forma matricial da equação (5.2), sem as oscilações de Q é dada por:

$$\begin{bmatrix} P_0 \\ Q_0 \\ P_{c2} \\ P_{s2} \end{bmatrix} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} v_d^+ & v_q^+ & v_d^- & v_q^- \\ v_q^+ & -v_d^+ & v_q^- & -v_d^- \\ v_d^- & v_q^- & v_d^+ & v_q^+ \\ v_q^- & -v_d^- & -v_q^+ & v_d^+ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d^+ \\ i_q^+ \\ i_d^- \\ i_q^- \end{bmatrix}. \tag{5.3}$$

As correntes de referência podem ser então calculadas pela inversão da matriz 4x4:

$$\begin{bmatrix} i_d^{+*} \\ i_q^{+*} \\ i_d^{-*} \\ i_q^{-*} \end{bmatrix} = \frac{2}{3} M_{4 \times 4}^{-1} \begin{bmatrix} P_0 \\ Q_0 \\ P_{c2} \\ P_{s2} \end{bmatrix}. \tag{5.4}$$

A expressão (5.4) pode ser utilizada para obter as referências de corrente onde  $P_{c2} = 0$  e  $P_{s2} = 0$ , o que garante que não haverá oscilações na potência ativa. É possível observar que para um dado conjunto de valores para  $v_d^+$ ,  $v_q^+$ ,  $v_d^-$  e  $v_q^-$  existem diferentes formas de cálculo das correntes de referência que acarretarão diferentes resultados em termos de oscilações de potência ativa e reativa. Com base na teoria da potência instantânea [86] é possível observar que os termos constantes de potência ativa e potência reativa são resultado da interação das tensões e correntes de mesma frequência e mesma sequência. Por outro lado, as componentes oscilatórias são determinadas pela interação das componentes de frequência e sequência diferentes.

Remetendo ao problema do controle de inversores conectados à rede, vários trabalhos

atacam este problema, entre estes pode-se citar [22–24] e [25, 26]. Entretanto, todos apresentam estratégias que visam evitar oscilações de potência ativa e/ou reativa, seguindo a mesma lógica apresentada anteriormente para retificadores PWM [20, 21]. Na próxima seção serão descritas algumas das estratégias propostas na literatura para a geração de referências de corrente durante afundamentos de tensão.

## 5.2 Estratégias de Geração de Referências Durante Afundamentos de Tensão

Nesta seção serão analisadas diferentes estratégias de geração de correntes de referência atualmente propostas na literatura para aerogeradores conectados à rede durante afundamentos de tensão, baseados na teoria da potência instantânea e que reproduzem os efeitos demonstrados em [21]. Todas são baseadas na teoria da potência instantânea e na utilização das tensões de sequência extraídas do ponto de conexão para eliminar ou minimizar as oscilações nas potências de saída. Todas as simulações apresentadas na próxima seções foram obtidas no ambiente Matlab/Simulink®.

### 5.2.1 Controle Instantâneo de Potência Ativa e Reativa (IARC)

Nesta estratégia, o vetor de correntes  $\mathbf{i}$  é expresso pela soma de  $\mathbf{i}_p$  e  $\mathbf{i}_q$ , que representam a parcela da corrente em fase com o vetor  $\mathbf{v}$  e o vetor  $\mathbf{v}_\perp$  respectivamente. Dadas as referências de potência  $P^*$  e  $Q^*$ , as correntes de referência  $i_p^*$  e  $i_q^*$  são calculadas:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P^*}{\|\mathbf{v}\|^2} \mathbf{v}, \quad (5.5)$$

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{Q^*}{\|\mathbf{v}\|^2} \mathbf{v}_\perp, \quad (5.6)$$

$$\mathbf{i}^* = \mathbf{i}_p^* + \mathbf{i}_q^*, \quad (5.7)$$

onde  $\|\mathbf{v}\|^2 = \mathbf{v} \cdot \mathbf{v} = v_a^2 + v_b^2 + v_c^2$ .  $\mathbf{i}_p^*$  está em fase com  $\mathbf{v}$ .  $\mathbf{v}_\perp$  é a tensão 90° atrasada em relação a  $\mathbf{v}$ .

Em situações de tensão balanceada, ou seja  $\mathbf{v}^- = 0$ ,  $\|\mathbf{v}\|$  assume um valor constante e as correntes de referência geradas são equilibradas e senoidais. A Figura 63 mostra um exemplo do cálculo das referências para um afundamento de tensão equilibrado de 50%. A potência ativa cai a zero e a referência de potência reativa é calculada de forma que o sistema forneça 1 pu de corrente reativa. Entretanto, no caso de afundamentos desequilibrados de tensão,  $\|\mathbf{v}\|^2$  apresenta oscilações com o dobro da frequência fundamental,

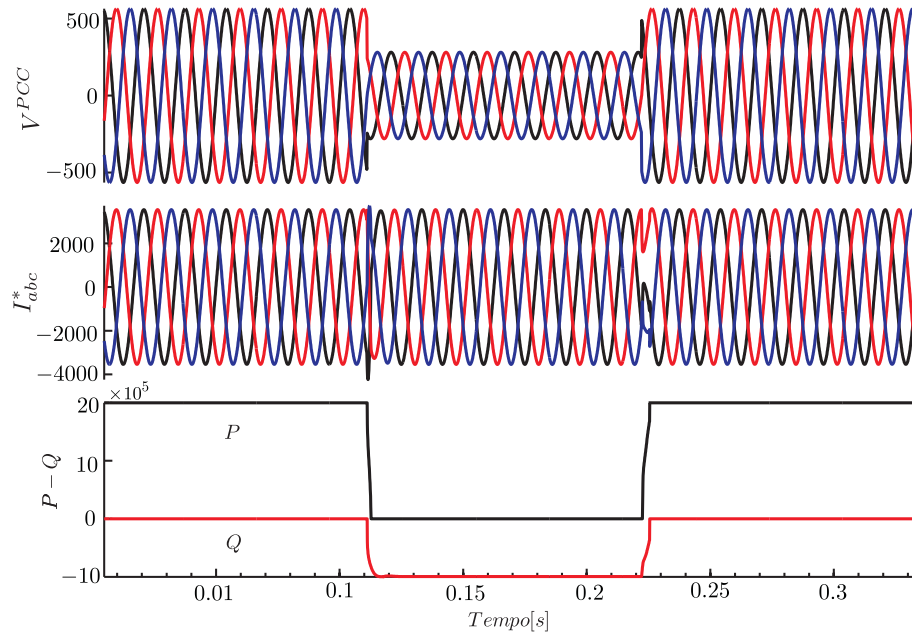


Figura 63: Formas de onda durante afundamentos de tensão equilibrado com IARC.

gerando distorções harmônicas de baixa ordem nas correntes de referência. Com esta estratégia é possível manter potência ativa e reativa constantes em situações de desequilíbrio de tensão ao custo da injeção de correntes não senoidais e igualmente desequilibradas.

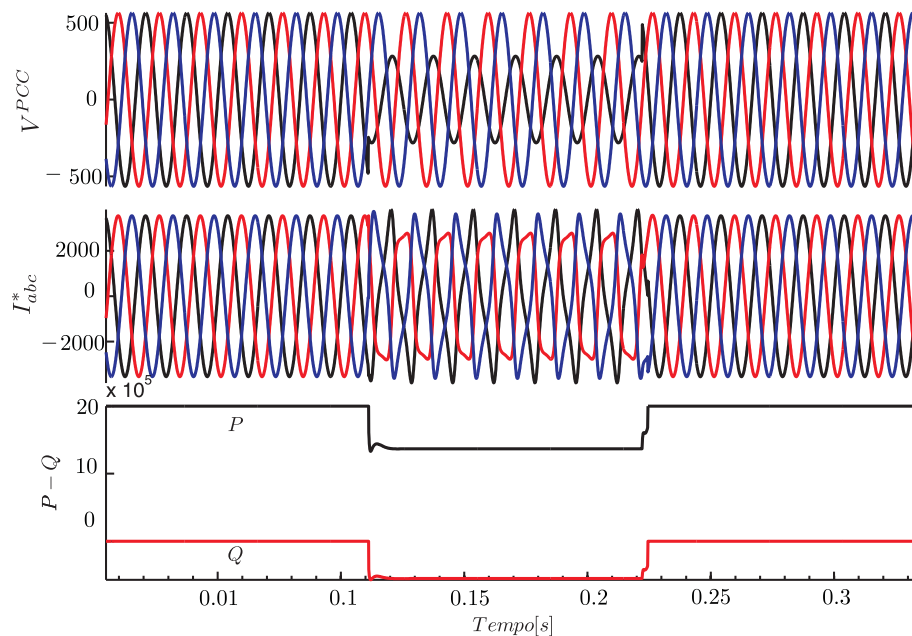


Figura 64: Formas de onda durante afundamentos de tensão desequilibrado com IARC.

A Figura 64 mostra um afundamento desequilibrado de tensão devido a uma falta fase-terra. São mostradas as tensões trifásicas no terminal do inversor, as correntes sintetizadas pelo inversor segundo (5.7) e as potência ativa e reativa injetadas na rede. Observe que a potência reativa negativa significa potência reativa capacitiva fluindo do aerogerador

para a rede. As referências de potência são atualizadas segundo a queda na magnitude da tensão de sequência positiva. Finalmente, pode-se inferir que a introdução de correntes distorcidas na rede é vantajoso para evitar oscilações de potência, entretanto trás uma série de desvantagens que devem ser consideradas. Em primeiro lugar não é conveniente que uma unidade geradora introduza alto conteúdo harmônico de corrente na rede elétrica. Além disso, aerogeradores de alta potência estão geralmente equipados com conversores cujas chaves semicondutoras tem limitações nas suas frequências de chaveamento, o que trás limitações na sua capacidade para sintetizar esse tipo de referência.

### 5.2.2 Controle Instantâneo de Sequência Positiva (ICSP)

Neste caso, as referências de corrente são impostas de tal forma que a potência ativa de saída irá depender exclusivamente da corrente de sequência positiva, e assim, não apresentar oscilações caso a referência de potência reativa seja nula. A potência ativa instantânea é definida pelo produto escalar do vetor  $\mathbf{v}$  e vetor  $\mathbf{i}$  e pode ser expresso por :

$$\begin{aligned} p &= \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+ + \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^- + \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_q^+ + \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_q^- + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^+ + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^- + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_q^+ + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_q^-, \\ 0 &= \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^- + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^-, \end{aligned} \quad (5.8)$$

observe que  $\mathbf{v}^+ \mathbf{i}_q^+$  e  $\mathbf{v}^- \mathbf{i}_q^-$  são nulos pois estão em quadratura. Além disso,  $\mathbf{v}^+ \mathbf{i}_q^-$  e  $\mathbf{v}^- \mathbf{i}_q^+$  não são atingidos pela restrição e causarão oscilações na potência ativa.

Segundo (5.8), a referência de corrente de potência ativa pode ser calculada como:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P^*}{|\mathbf{v}^+|^2 + \mathbf{v}^+ \mathbf{v}^-} \mathbf{v}^+. \quad (5.9)$$

A referência de corrente reativa deve ser sincronizada com a componente da tensão  $\mathbf{v}_\perp$ :

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{Q^*}{|\mathbf{v}^+|^2 + \mathbf{v}^+ \mathbf{v}^-} (\mathbf{v}_\perp^+). \quad (5.10)$$

A Figura 65 mostra que esta estratégia apresenta os mesmos problemas da anterior. Devido a multiplicação no denominador de (5.10) entre  $\mathbf{v}^+$  e  $\mathbf{v}^-$  as correntes contém componentes harmônicos de baixa ordem.

### 5.2.3 Sequência Positiva Balanceada (BPS)

Afim de obter correntes senoidais e balanceadas na saída do conversor, a solução é sincronizar as referências de corrente apenas com a tensão de sequência positiva. Assim

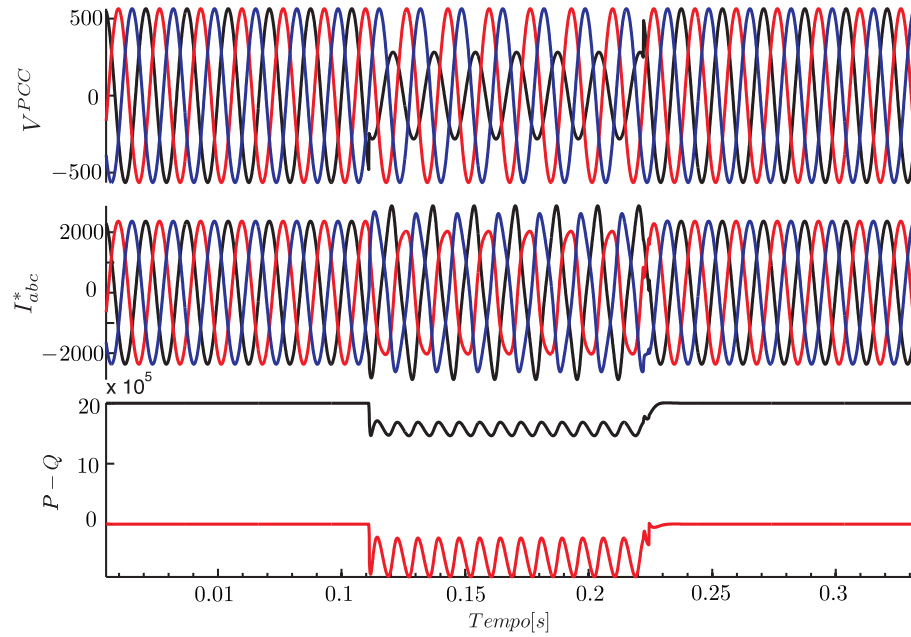


Figura 65: Formas de onda durante afundamentos de tensão desequilibrado utilizando ICSP.

se evita que correntes não-senoidais e desequilibradas apareçam nas correntes de saída. Sendo  $\mathbf{i}^- = 0$ , na presença de tensões de sequência negativa a potência instantânea na saída será:

$$\begin{aligned} p &= \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+ + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^+ \\ q &= \mathbf{v}_\perp^+ \mathbf{i}_q^+ + \mathbf{v}_\perp^- \mathbf{i}_q^+ \end{aligned} \quad (5.11)$$

As referências de corrente são dadas por:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P}{|\mathbf{v}^+|^2} \mathbf{v}^+, \quad \mathbf{i}_q^* = \frac{Q}{|\mathbf{v}_\perp^+|^2} \mathbf{v}_\perp^+, \quad (5.12)$$

De (5.11) se observa que surgirão componentes oscilatórias em ambas as potências de saída. Entretanto, as correntes são senoidais e balanceadas.

#### 5.2.4 Compensação de Oscilação na Potência Ativa (PNSC)

Com o intuito de cancelar a parcela oscilatória da potência ativa, as correntes de referência podem ser calculadas impondo as seguintes restrições na potência ativa:

$$\begin{aligned} P &= \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+ + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^-, \\ 0 &= \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^- + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^+, \end{aligned} \quad (5.13)$$

a parcela oscilante da equação (5.13) deve ser igual a zero, e ambos os termos da equação são grandezas em fase [26]. Assumindo que ambos os termos tem mesma magnitude,

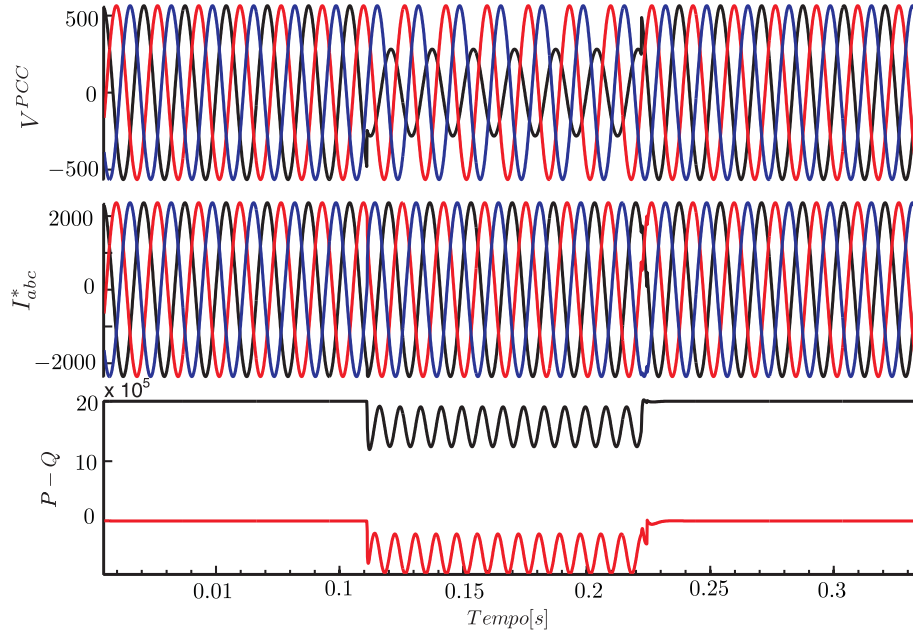


Figura 66: Formas de onda utilizando o BPS durante afundamentos de tensão desequilibrado.

pode-se expressar:

$$\mathbf{i}_p^- = \frac{-\mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+}{|\mathbf{v}^+|^2} \mathbf{v}^-. \quad (5.14)$$

Substituindo (5.14) em (5.13) obtemos as correntes de referência dadas por:

$$\mathbf{i}_p^+ = \frac{P}{|\mathbf{v}^+|^2 - |\mathbf{v}^-|^2} (\mathbf{v}^+). \quad (5.15)$$

Substituindo 5.15 em 5.14 e escrevendo na forma  $\mathbf{i}_p^* = \mathbf{i}_p^+ + \mathbf{i}_p^-$  temos :

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P}{|\mathbf{v}^+|^2 - |\mathbf{v}^-|^2} (\mathbf{v}^+ - \mathbf{v}^-). \quad (5.16)$$

A referência de corrente reativa  $\mathbf{i}_q^*$  é dada por:

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{Q}{|\mathbf{v}^+|^2 - |\mathbf{v}^-|^2} (\mathbf{v}_\perp^+ - \mathbf{v}_\perp^-). \quad (5.17)$$

A oscilação sobre a potência ativa de saída só é eliminada se a referência de potência reativa for zero. Do contrário, as componentes de sequência negativa injetadas pelo vetor  $\mathbf{i}_q^*$  irão gerar pequenas oscilações na potência ativa. Entretanto, esta estratégia adiciona a vantagem de não gerar correntes harmônicas na saída.



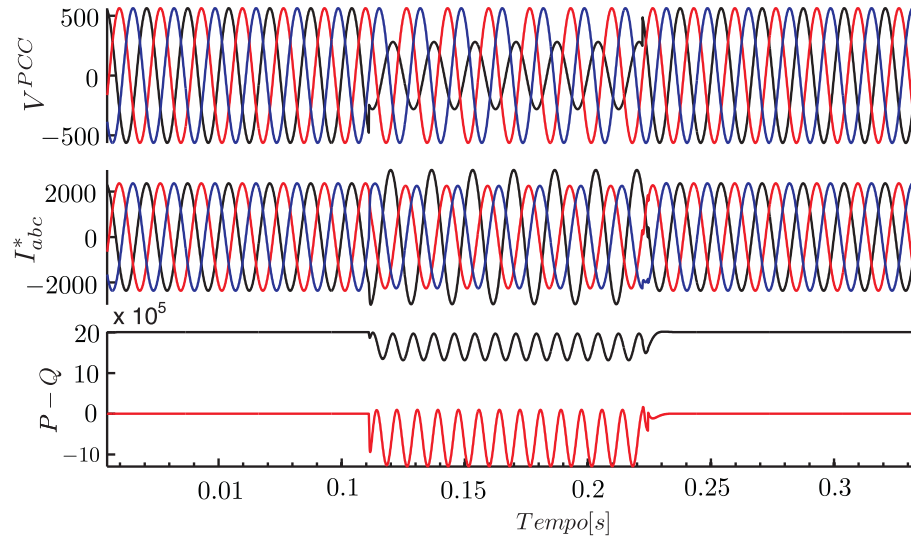


Figura 67: Suporte de reativos durante afundamento desequilibrado com compensação de oscilações na potência ativa (PNSC).

### 5.2.5 Controle de Potência Ativa/Reativa Média (AARC)

Em situações de tensão não balanceada no PCC, as referências de correntes obtidas pela estratégia IARC apresentam harmônicos de alta ordem devido a condutância não ser constante durante um ciclo de rede. Como  $P$  é assumido constante, estes harmônicos resultam da componente de 120 Hz  $|\mathbf{v}|^2$ , que pode ser escrita como:

$$|\mathbf{v}|^2 = |\mathbf{v}^+|^2 + |\mathbf{v}^-|^2 + 2|\mathbf{v}^+||\mathbf{v}^-|\cos(2\omega t + \phi^+ - \phi^-) \quad (5.18)$$

As componentes harmônicas de alta ordem serão canceladas se forem calculadas como:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P}{V_\Sigma^2} \mathbf{v} \quad (5.19)$$

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{Q}{V_\Sigma^2} \mathbf{v}_\perp \quad (5.20)$$

onde  $V_\Sigma$  é definida como:

$$V_\Sigma = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T |\mathbf{v}|^2 dt} = \sqrt{|\mathbf{v}^+|^2 + |\mathbf{v}^-|^2} \quad (5.21)$$

Neste caso, a condutância é constante em um período da rede.

Observe que a única diferença da Figura 68 para a Figura 67 é a amplitude das oscilações em ambas as potências de saída.

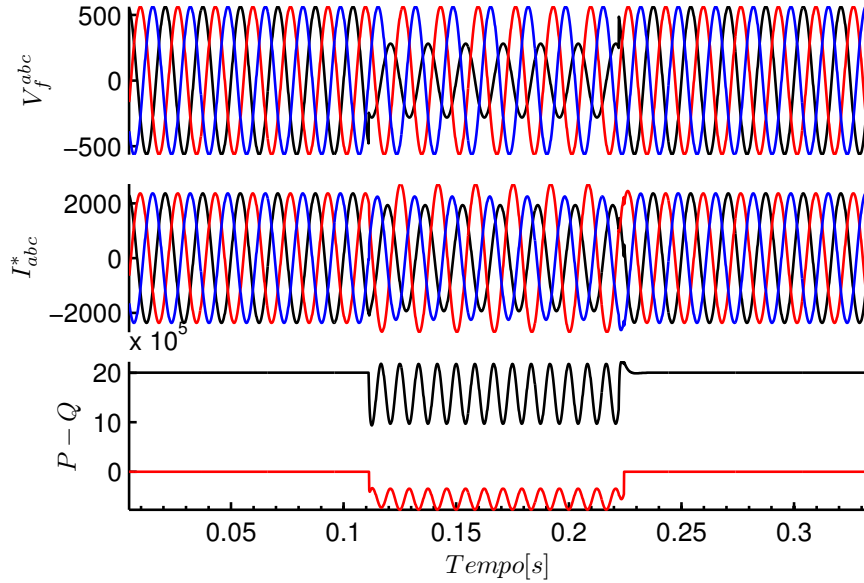


Figura 68: Suporte de reativos durante afundamento desequilibrado com compensação de oscilações na potência reativa (AARC).

## 5.2.6 Controle da Potência Oscilante com Ganho Adaptável

Em todas as estratégias apresentadas até aqui foram calculadas correntes de referência segundo critérios de restrições que permitem eliminar oscilações nas potência ativa ou reativa. Em [25, 26] as estratégias descritas acima foram reescritas de forma a possibilitar o ajuste de apenas um parâmetro para administrar as oscilações nas potências de saída. Considerando a potência reativa de saída nula,  $i_q^{+-} = 0$ , as parcelas contínua e oscilantes das potências instantâneas são dadas por:

$$\begin{aligned} p &= \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+ + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^-, \\ \tilde{p} &= \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^- + \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^+, \\ \tilde{q} &= \mathbf{v}_\perp^- \mathbf{i}_p^+ + \mathbf{v}_\perp^+ \mathbf{i}_p^-. \end{aligned} \quad (5.22)$$

### 5.2.6.1 Potência ativa devido a $i_p$

Um vez que os dois termos do lado direito das potências oscilantes da equação (5.22) são grandezas em fase, basta igualarmos a equação (5.22) a zero, assim pode-se escrever:

$$\mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^- = -k_p \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^+, \quad (5.23)$$

onde o ganho  $0 \leq k_p \leq 1$ . A corrente de sequência negativa é isolada e dada por:

$$\mathbf{i}_p^- = \frac{-k_p \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+}{\|\mathbf{v}^+\|^2} (\mathbf{v}^-). \quad (5.24)$$

Substituindo (5.24) na parcela contínua de (5.22) obtemos:

$$P = \mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+ - \mathbf{v}^- k_p \frac{\mathbf{v}^+ \mathbf{v}^- \mathbf{i}_p^+}{\|\mathbf{v}^+\|^2}, \quad (5.25)$$

reescrevendo obtém-se:

$$P \|\mathbf{v}^+\|^2 = (\|\mathbf{v}^+\|^2 - k_p \|\mathbf{v}^-\|^2) (\mathbf{v}^+ \mathbf{i}_p^+). \quad (5.26)$$

A corrente  $\mathbf{i}_p^+$  é então dada por:

$$\mathbf{i}_p^+ = \frac{P}{\|\mathbf{v}^+\|^2 - k_p \|\mathbf{v}^-\|^2} \mathbf{v}^+. \quad (5.27)$$

Substituindo (5.27) em (5.24) temos a expressão para a corrente de sequência negativa:

$$\mathbf{i}_p^- = \frac{-k_p P}{\|\mathbf{v}^+\|^2 - k_p \|\mathbf{v}^-\|^2} \mathbf{v}^-, \quad (5.28)$$

logo a corrente  $\mathbf{i}_p^*$  de referência será dada pela soma das componentes de sequência positiva e negativa  $\mathbf{i}_p^+$  e  $\mathbf{i}_p^-$ :

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P}{\|\mathbf{v}^+\|^2 - k_p \|\mathbf{v}^-\|^2} (\mathbf{v}^+ - k_p \mathbf{v}^-). \quad (5.29)$$

### 5.2.6.2 Potência reativa devido a $i_p$

Seguindo o mesmo procedimento acima para a parcela de  $\tilde{q}$  obtém-se:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P}{\|\mathbf{v}^+\|^2 + k_p \|\mathbf{v}^-\|^2} (\mathbf{v}^+ + k_p \mathbf{v}^-). \quad (5.30)$$

Observando as equações (5.29) e (5.30) pode-se combinar ambas as equações e obter apenas uma expressão para a corrente  $i_p^*$  dada por:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P}{\|\mathbf{v}^+\|^2 + k_p \|\mathbf{v}^-\|^2} (\mathbf{v}^+ + k_p \mathbf{v}^-). \quad (5.31)$$

onde  $-1 \leq k_p \leq 1$ .

A equação (5.31) permite determinar a magnitude das oscilações pelo controle da corrente  $i_p^*$ , entretanto nenhuma restrição é feita sobre a corrente  $i_q^*$ . Aplicando um procedimento semelhante  $i_q^*$  e as oscilações causadas por esta sobre a potência ativa e reativa de saída obtém-se uma expressão semelhante a anterior:

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{Q}{\|\mathbf{v}^+\|^2 + k_q \|\mathbf{v}^-\|^2} (\mathbf{v}_\perp^+ + k_q \mathbf{v}_\perp^-). \quad (5.32)$$

onde  $-1 \leq k_q \leq 1$ .

Logo pelo ajuste de  $k_p$  e  $k_q$  é possível alterar o perfil de oscilações nas potências de saída [25, 26]. Com ambos ganhos iguais a zero, temos um resultado idêntico ao obtido utilizando apenas as componentes de sequência positiva, para  $k_p = 0$  e  $k_q = -1$  temos um comportamento semelhante ao obtido no PNSC e  $k_p = 1$  e  $k_q = 0$  se assemelham ao AARC.

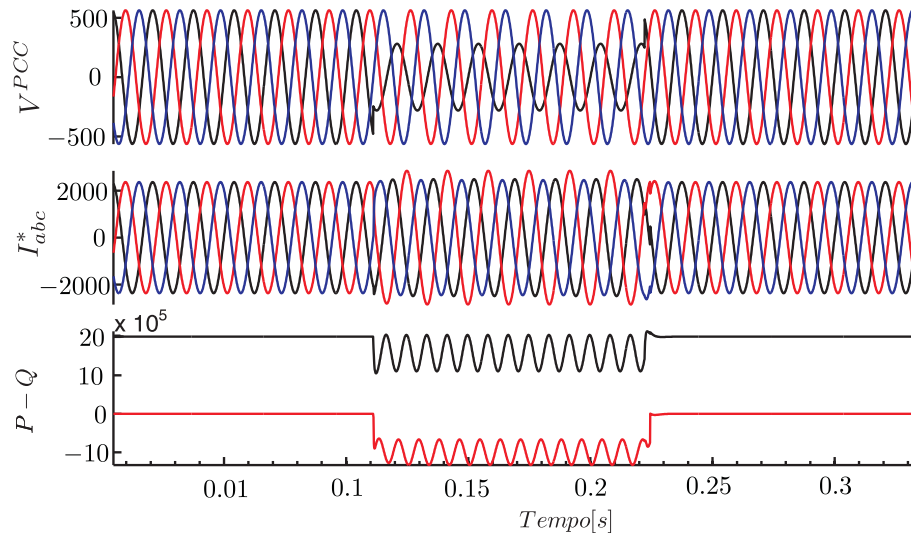


Figura 69: Suporte para  $k_p = 0.5$  e  $k_q = -0.5$ .

A Figura 69 mostra as oscilações para  $k_p = 0.5$  e  $k_q = -0.5$ , comparando com as potências das Figuras 68 e 67, mostra que a adaptação do ganho permite dosar o tamanho das oscilações em cada uma das potências de saída.

### 5.2.7 Simulação

Cada uma das estratégias descritas foram aplicadas em um aerogerador com conversor pleno mostrado na Figura 70, conectado em um sistema mostrado na Figura 71. A Tabela 3 detalha os parâmetros relevantes do aerogerador, do conversor conectado à rede e do filtro de saída utilizado nas simulações. As técnicas de geração de referências serão testadas para um afundamento de tensão devido a uma falta fase-terra no ponto  $F_1$ .

A potência de curto-circuito no ponto de conexão da turbina eólica é de quatro vezes a potência do aerogerador, o que configura uma rede fraca. Durante o afundamento de tensão o suporte de reativos é realizado conforme estabelecido em [19] para um ganho  $K=2$  da curva de suporte de reativos. A dinâmica do barramento CC, do gerador e do controlador de *pitch* não são consideradas nas simulações.

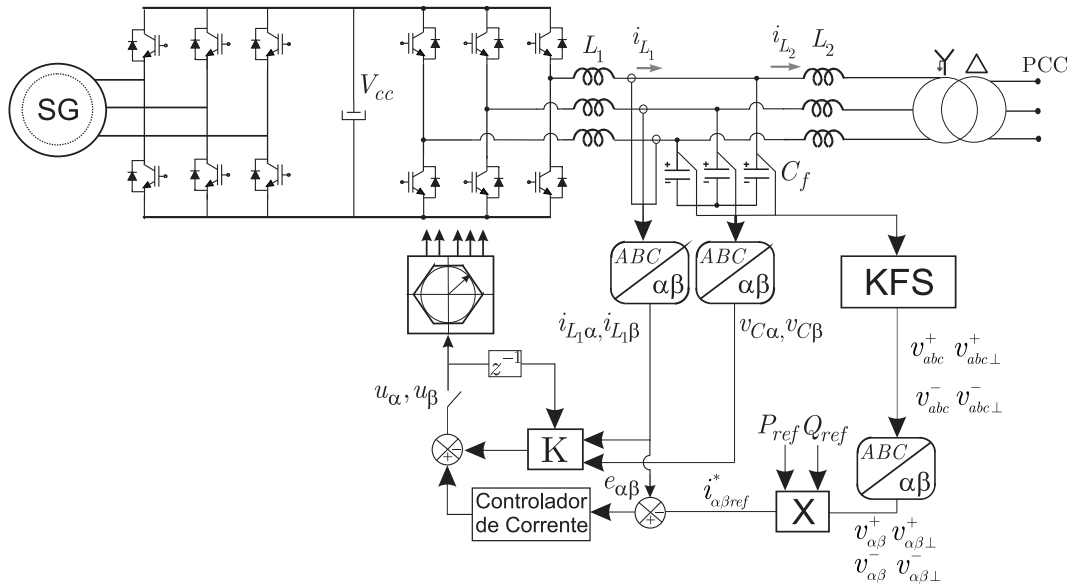


Figura 70: Sistema de controle da geração eólica.

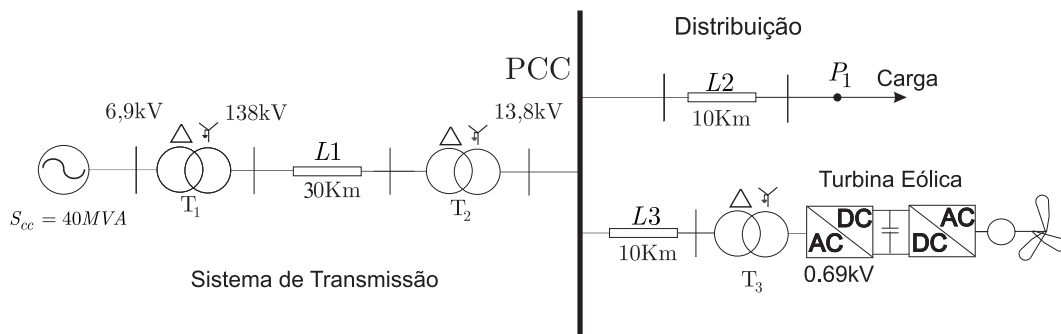


Figura 71: Sistema considerado.

Uma vez que as faltas fase-terra são as mais frequentes nos sistemas de potência, o afundamento considerado surgirá em virtude de uma falta fase terra no ponto  $P1$  do sistema da Figura 71. Portanto, nos terminais do aerogerador surgirá um afundamento do tipo C ( $2\phi$ ).

A Figura 72 apresenta as tensões resultantes nos terminais da turbina para o caso onde as potências de saída da turbina são nulas.

Observa-se na Figura 74 que a estratégia mais efetiva na maximização de  $\mathbf{v}^+$  e minimização de  $\mathbf{v}^-$  foi o PNSC. Esta estratégia também tem a grande vantagem de não gerar oscilações excessivas na potência ativa. As setas indicam a estratégia que obteve os maiores valores para o módulo da tensões. Observe que o AARC e o BPS aumentaram o desequilíbrio entre as tensões. A Tabela 4 mostra os valores das normas da tensão de sequência positiva, negativa e na percentagem de elevação de tensão na fase não-atingida pelo afundamento.

Tabela 3: Parâmetros do Conversor.

<i>Controle do Conversor</i>	Frequência de Amostragem	5040Hz	
	Frequência de Comutação	5040kHz	
	Modulação	Space Vector	
<i>Filtro-LCL</i>	$L_1$	200 $\mu$ H	22%
	$L_2$	10 $\mu$ H	
	$C_f$	557 $\mu$ F	5%
Valores Base	Tensão de Linha	690V <sub>rms</sub>	
	Potência	2MVA	

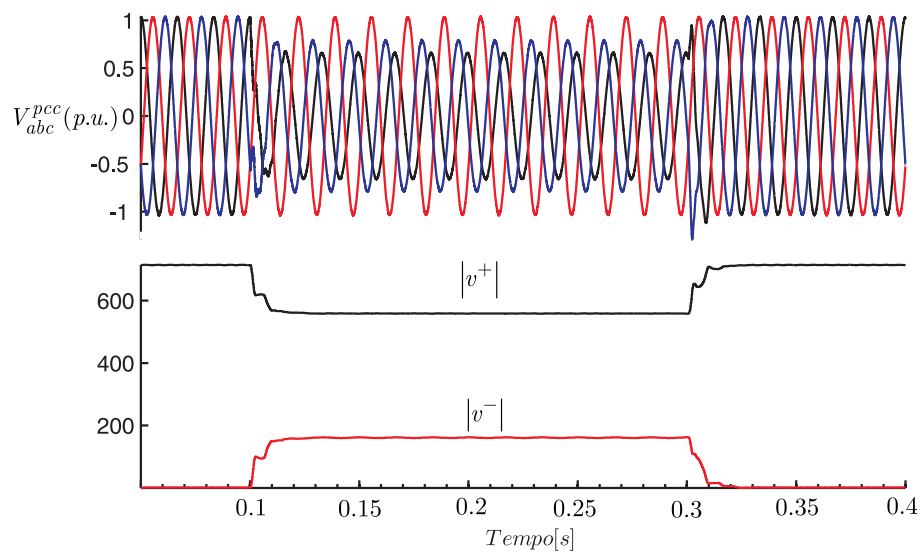


Figura 72: Tensão no PCC devido a falta fase-terra em P1 e normas da tensão de sequência positiva e sequência negativa durante o afundamento de tensão.

Durante afundamentos desequilibrados o impacto do suporte de reativos nas fases não atingidas não deveria provocar sobretensões temporárias. Como mostra a Figura 72, uma das fases permanece próxima do seu valor nominal. A injeção de potência reativa sincronizada com as tensões de sequência positiva tendem a elevar as tensões em todas as fases. A Figura 73 mostra o efeito do suporte de tensão utilizando a estratégia BPS. Observe que uma elevação de 12% surge na fase sadia.

Pode-se concluir que para afundamentos desequilibrados, um suporte de tensão eficiente significa promover de maneira equilibrada a minimização da tensão de sequência negativa e maximização da tensão de sequência positiva. Além disso, para aerogeradores com conversor pleno, a eliminação de oscilações de potência ativa tem um impacto muito reduzido na tensão do barramento CC. Em casos onde a tensão CC venha a subir além dos limites, os aerogeradores são equipados com circuitos que dissipam o excesso de energia dos capacitores [31]. Desta forma, será proposta uma estratégia alternativa de geração de

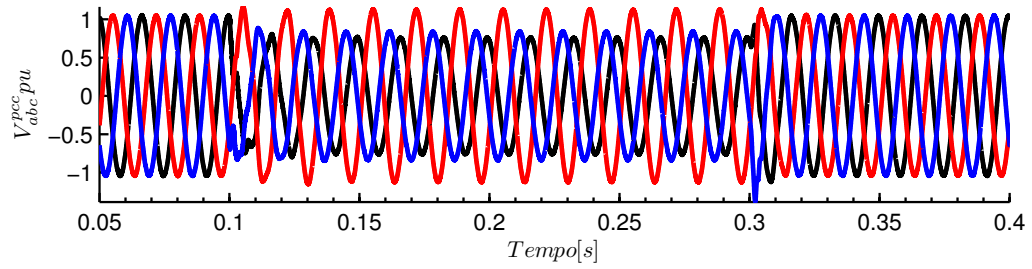


Figura 73: Tensão no PCC durante o suporte de reativos utilizando a estratégia BPS.

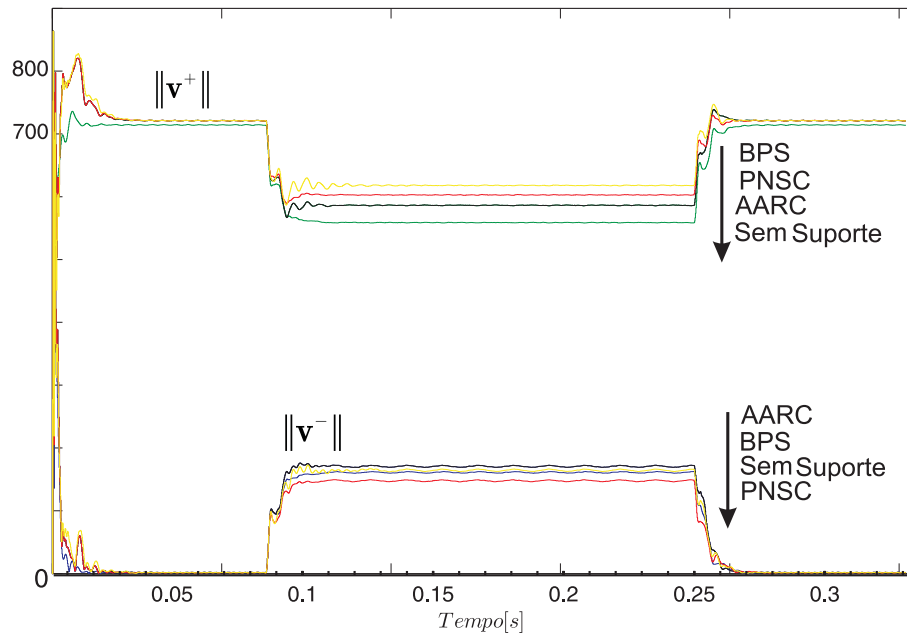


Figura 74: Tensão no PCC devido a falta fase-terra em P1 e normas da tensão de sequência positiva e sequência negativa durante o afundamento de tensão.

referências que não leva em conta a eliminação de oscilações.

Tabela 4: Resultados do Suporte de tensão.

Estratégia	$ \mathbf{v}^+ $	$ \mathbf{v}^- $	Elevação de tensão
Sem Suporte	$558V_{rms}$	$162V_{rms}$	
PNSC	$603V_{rms}$	$148V_{rms}$	10%
BPS	$617V_{rms}$	$165V_{rms}$	12%
AARC	$586V_{rms}$	$172V_{rms}$	9%

### 5.3 Suporte para Minimização de $\|\mathbf{v}^-\|$ (MSN)

A Figura 75 mostra os diagramas de seqüência para a falta fase-terra no ponto P1. A tensão pré-falta é considerada igual a 1 pu. O aerogerador é representado por duas fontes de corrente, uma de seqüência positiva e outra de seqüência negativa. Cada uma produz uma corrente que depende da tensão de seqüência no terminal da turbina. A questão agora é, qual a corrente ideal a ser produzida para minimizar a tensão no terminal de seqüência negativa ?

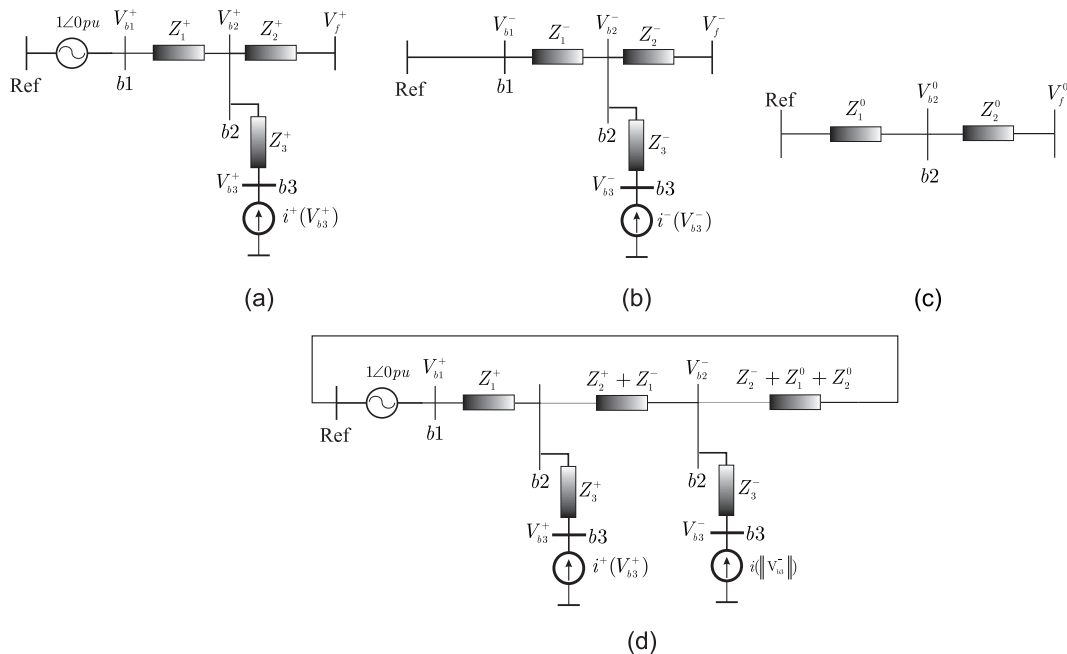


Figura 75: (a) Diagrama de seqüência positiva, (b) Diagrama de seqüência negativa, (c) Diagrama de seqüência zero (d) Diagrama de seqüência equivalente para falta fase-terra no ponto P1.

Uma vez que a intenção é minimizar a tensão  $V_{b3}^-$ , é conveniente analisar a variação de tensão entre as barras  $b2$  e  $b3$ . Considerando apenas a fonte de corrente controlada  $i^-$ ,



a variação da tensão de sequência negativa é dada por:

$$\Delta V^- = V_{b2}^- - V_{b3}^- = Z_3^- i^-, \quad (5.33)$$

onde  $Z_3^- = R_3^- + jX_3^-$ . Pela definição de potência complexa podemos expressar  $i^-$  como:

$$i^- = \frac{P^- + jQ^-}{V^-}. \quad (5.34)$$

A variação da tensão em função dos parâmetros da linha e da potência injetada é:

$$\Delta V^- = \frac{R_3^- P^- + X_3^- Q^-}{V_{b3}^-} + j \frac{X_3^- P^- + R_3^- Q^-}{V_{b3}^-}. \quad (5.35)$$

A expressão (5.35) mostra uma parcela real e uma parcela imaginária. A Figura 76 mostra a relação fasorial existente entre as tensões  $V_{b2}^-$  e  $V_{b3}^-$ . As parcelas  $\Delta V_i$  e  $\Delta V_r$  representam as quedas de tensão devido às parcelas imaginária e real da equação (5.35).

Como pode-se observar, uma vez que a parcela reativa é maior que a resistiva, (relação  $X/R=3.63$ ), a variação da tensão pode ser aproximada por:

$$\Delta V^- = \frac{X_3^- Q^-}{V_{b3}^-} \quad (5.36)$$

Logo, a injeção de corrente sincronizada com a componente em quadratura da tensão  $V_{b3}^-$  torna possível diminuir a magnitude de  $V_{b3}^-$ .

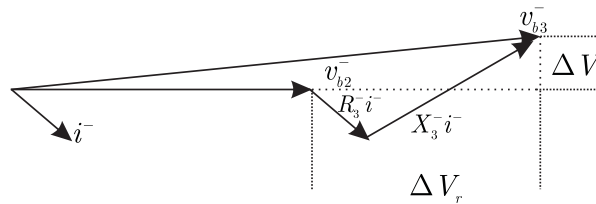


Figura 76: Diagrama fasorial das tensões no diagrama de sequência negativa.

Conforme requisitos do código de rede [19], o aerogerador deve ser tecnicamente capaz de utilizar até 40% da sua capacidade de corrente para promover o suporte de tensão durante afundamentos desequilibrados. Sendo assim, é proposto que apenas uma parcela da referência da potência reativa  $Q^*$  seja sincronizada com a tensão de sequência negativa, com base na magnitude da tensão de sequência negativa. A estratégia de geração de referências proposta é:

- Para  $\|v^-\| < 0.1$  p.u. : O cálculo das correntes utiliza apenas as tensões de sequência

positiva e a referência de potência ativa:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P^*}{\|\mathbf{v}^+\|^2} \mathbf{v}^+ \quad (5.37)$$

- Para 0.1 p.u.  $< \|\mathbf{v}^-\| < 0.3$  p.u. : O módulo das tensões de sequência positiva e negativa geram as constantes de ponderação  $a$  e  $b$  definidas respectivamente por:

$$a = \frac{\|\mathbf{v}^+\|}{\|V_{rms}^n\|}, \quad (5.38)$$

$$b = \frac{\|\mathbf{v}^-\|}{\|V_{rms}^n\|}. \quad (5.39)$$

Para o caso onde  $a + b > 1$ , o fator de ponderação da parcela sincronizada com a tensão de sequência positiva será atualizada para uma nova variável  $a^*$  definida como:

$$\begin{aligned} (a + b) \leq 1, \quad a^* &= a \\ (a + b) > 1, \quad a^* &= (1 - b) \end{aligned} \quad (5.40)$$

As correntes de referência são calculadas como:

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{a^* Q^*}{\|\mathbf{v}^+\|^2} \mathbf{v}_\perp^+ + \frac{b Q^*}{\|\mathbf{v}^+\|^2} \mathbf{v}_\perp^-. \quad (5.41)$$

- Para  $\|\mathbf{v}^-\| \geq 0.3$  p.u. : Neste caso, os fatores de ponderação são  $a=b=0.5$ .

Esta estratégia estabelece que a referência de potência reativa seja dividida em duas parcelas. É importante ressaltar que não foram impostas restrições sob as parcelas oscilantes da potência ativa e reativa de saída, como ocorria nas estratégias propostas anteriormente, se propõem a diminuição do desequilíbrio das tensões pela injeção de potência reativa sincronizada com a tensão de sequência negativa. A referência de potência reativa é calculada conforme estabelecido em [19, 31]. A Tabela 5 compara os resultados das estratégias anteriores com a estratégia proposta. A estratégia proposta causou a menor sobretensão e o melhor efeito na minimização da tensão de sequência negativa.

Tabela 5: Comparativo das estratégias de suporte de tensão.

Estratégia	$\ \mathbf{v}^+\ $	$\ \mathbf{v}^-\ $	Elevação de tensão (percentual de $V_{rms}^n$ )
Sem Suporte	$558V_{rms}$	$162V_{rms}$	
PNSC	$607V_{rms}$	$155V_{rms}$	10%
BPS	$617V_{rms}$	$165V_{rms}$	12%
AARC	$586V_{rms}$	$172V_{rms}$	9%
<b>MSN</b>	<b><math>612V_{rms}</math></b>	<b><math>120V_{rms}</math></b>	<b>5%</b>

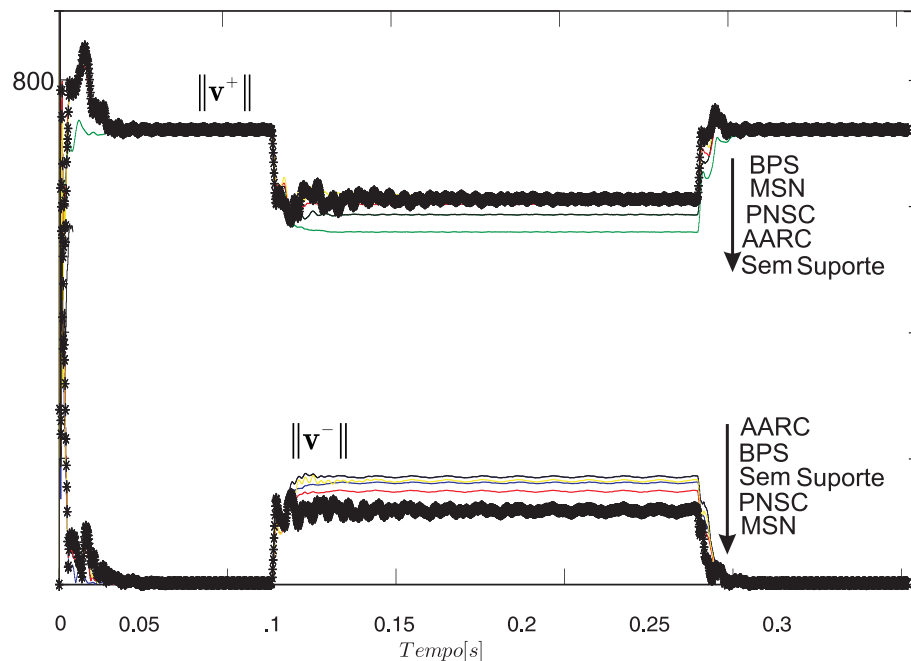


Figura 77: Comparativo entre as estratégias apresentadas.

## 5.4 MSN com Limitação de Corrente

A efetividade do suporte de reativos é limitada pela capacidade nominal de corrente do conversor conectado à rede. Foi proposta uma estratégia de suporte de reativos durante afundamentos desequilibrados que é composto por uma parcela mínima, sincronizada com a tensão de sequência positiva e uma parcela de corrente sincronizada com a sequência negativa para reduzir o fator de desequilíbrio entre as tensões. Acima foi apresentada uma metodologia que modifica a quantidade de corrente sincronizada com a tensão de sequência negativa dependendo da magnitude desta tensão durante um afundamento desequilibrado de tensão. Entretanto, essa metodologia não garante a limitação de corrente de saída, o que coloca em risco a sobrevivência à falta. Tomando a estratégia de geração de referência

de corrente definida por:

$$\mathbf{i}_p^* = \frac{P^*}{\|\mathbf{v}^+\|^2} \mathbf{v}^+ \quad (5.42)$$

$$\mathbf{i}_q^* = \frac{Q^*}{\|\mathbf{v}^+\|^2} \mathbf{v}_\perp^+ + \frac{B^*}{\|\mathbf{v}^-\|^2} \mathbf{v}_\perp^- \quad (5.43)$$

Para desenvolver uma metodologia que possibilite encontrar a referência  $B^*$  máxima que assegure que a norma das correntes de referência permaneça dentro do hexágono de capacidade do conversor em condições de corrente desequilibradas, é necessário investigar como são obtidas as correntes de referência de (5.42) e (5.43). Os valores instantâneos das tensões de fase são expressas por:

$$\begin{aligned} v_a &= v_a^+ + v_a^- \\ v_b &= v_b^+ + v_b^- \\ v_c &= v_c^+ + v_c^- \end{aligned} \quad (5.44)$$

O sistema de sincronismo é capaz de obter a componente fundamental da tensão de fase (5.44) e as suas componentes em quadratura [18]. Aplicando as transformadas de [87], as componentes de tensão de sequência positiva e negativa podem ser expressa como:

$$\begin{aligned} v_a^+ &= V^+ \sin(\omega t + \delta_v^+) \\ v_b^+ &= V^+ \sin(\omega t + \delta_v^+ - 120^\circ) \\ v_c^+ &= V^+ \sin(\omega t + \delta_v^+ + 120^\circ) \end{aligned} \quad (5.45)$$

$$\begin{aligned} v_a^- &= V^- \sin(\omega t + \delta_v^-) \\ v_b^- &= V^- \sin(\omega t + \delta_v^- + 120^\circ) \\ v_c^- &= V^- \sin(\omega t + \delta_v^- - 120^\circ) \end{aligned} \quad (5.46)$$

$$\begin{aligned} v_{aq}^+ &= V^+ \sin(\omega t + \delta_v^+ + 90^\circ) \\ v_{bq}^+ &= V^+ \sin(\omega t + \delta_v^+ - 30^\circ) \\ v_{cq}^+ &= V^+ \sin(\omega t + \delta_v^+ + 210^\circ) \end{aligned} \quad (5.47)$$

$$\begin{aligned} v_{aq}^- &= V^- \sin(\omega t + \delta_v^- - 90^\circ) \\ v_{bq}^- &= V^- \sin(\omega t + \delta_v^- + 30^\circ) \\ v_{cq}^- &= V^- \sin(\omega t + \delta_v^- - 210^\circ) \end{aligned} \quad (5.48)$$

onde  $\delta_v^+$  e  $\delta_v^-$  são os ângulos de referência de sequência positiva e negativa em relação ao

ângulo das tensões de fase. Usando a transformada abc- $\alpha\beta$  dada em (1.25) obtém-se:

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = T_{\alpha\beta} \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix}. \quad (5.49)$$

Aplicando a mesma transformada em (5.46-5.48), resultam as variáveis  $v_\alpha^+, v_\beta^+, v_\alpha^-, v_\beta^-, v_{\alpha\perp}^+, v_{\beta\perp}^+, v_{\alpha\perp}^-$  e  $v_{\beta\perp}^-$ . As correntes de referência (5.42) e (5.43), em coordenadas  $\alpha\beta$  podem então ser expressas por:

$$\begin{aligned} i_\alpha^* &= i_{\alpha p}^+ + i_{\alpha q}^+ + i_{\alpha q}^- \\ i_\beta^* &= i_{\beta p}^+ + i_{\beta q}^+ + i_{\beta q}^-, \end{aligned} \quad (5.50)$$

onde as correntes sincronizadas com a sequência positiva são determinadas por:

$$\begin{aligned} i_{\alpha p}^+ &= \frac{P^*}{|\mathbf{v}^+|} \bar{v}_\alpha^+ \\ i_{\beta p}^+ &= \frac{P^*}{|\mathbf{v}^+|} \bar{v}_\beta^+ \\ i_{\alpha q}^+ &= \frac{Q^*}{|\mathbf{v}^+|} \bar{v}_{\alpha\perp}^+ \\ i_{\beta q}^+ &= \frac{Q^*}{|\mathbf{v}^+|} \bar{v}_{\beta\perp}^+, \end{aligned} \quad (5.51)$$

onde  $\bar{v}^+$  é a tensão normalizada de sequência positiva. As correntes sincronizadas com a sequência negativa são dadas por:

$$\begin{aligned} i_{\alpha q}^- &= \frac{B^*}{|\mathbf{v}^-|} \bar{v}_{\alpha\perp}^- \\ i_{\beta q}^- &= \frac{B^*}{|\mathbf{v}^-|} \bar{v}_{\beta\perp}^-, \end{aligned} \quad (5.52)$$

onde  $\bar{v}^-$  é a tensão normalizada pela tensão de sequência negativa. Para o caso onde  $P^* > 0, Q^* \neq 0$  e  $B^* = 0$ , a representação do vetor  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*$  no plano  $\alpha\beta$  é um círculo. Por outro lado, quando  $B^*$  não for nulo, a parcela de corrente sincronizada com a sequência negativa é adicionada a  $\mathbf{i}_q^*$  em (5.43). Como consequência, a representação gráfica do vetor  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*$  descreve uma elipse. A Figure 78 mostra uma elipse inscrita no círculo de corrente máxima. É interessante notar que as correntes  $i_\alpha$  e  $i_\beta$  não atingem o seu valor máximo. Entretanto,  $|\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*|$  atinge a norma máxima em algum ponto do círculo, fazendo com que, ao menos uma das correntes em abc, atinja o limite estabelecido. Considerando as equações (5.42)(5.43) e (5.51)(5.52), é possível definir as constantes  $k_1, k_2$  e  $k_3$  como :

$$k_1 = \frac{P^*}{|\mathbf{v}^+|} \quad (5.53)$$

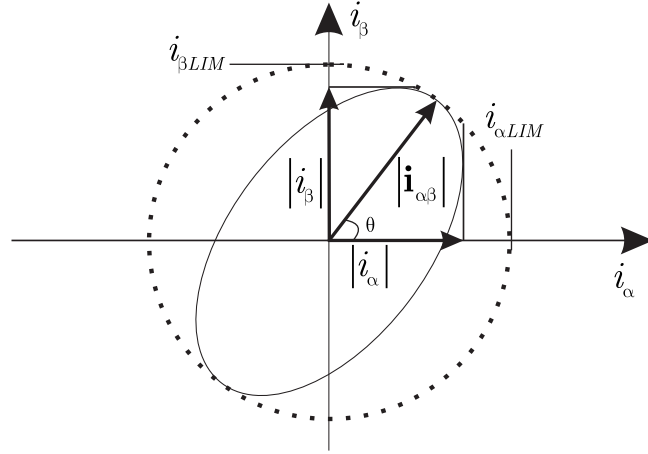


Figura 78: Efeito da componente de sequência negativa na norma do vetor das correntes  $|\mathbf{i}_{\alpha\beta}|$ .

$$k_2 = \frac{Q^*}{|\mathbf{v}^+|} \quad (5.54)$$

$$k_3 = \frac{B^*}{|\mathbf{v}^-|} \quad (5.55)$$

Substituindo as constantes (5.53-5.55) em (5.50), as correntes de referência podem ser expressas como:

$$\begin{aligned} i_\alpha^* &= k_1 \sin(\omega t + \delta_v^+) - k_2 \cos(\omega t + \delta_v^+) - k_3 \sin(\omega t + \delta_v^-) \\ i_\beta^* &= k_1 \cos(\omega t + \delta_v^+) + k_2 \sin(\omega t + \delta_v^+) + k_3 \cos(\omega t + \delta_v^-) \end{aligned} \quad (5.56)$$

O objetivo é definir uma expressão que determine o módulo do vetor formado por  $i_\alpha$  e  $i_\beta$ . Pode-se observar que o vetor  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}$  que descreve uma elipse, tem quatro pontos de máximos, defasados de  $\frac{\pi}{2}$  localizados sobre os eixos da elipse. Considerando que  $\omega t + \delta_v^+ = \theta$  e  $\omega t + \delta_v^- = \theta + \theta_-$  as equações (5.56) resultam em:

$$\begin{aligned} i_\alpha^* &= k_1 \cos(\theta) + k_2 \sin(\theta) + k_3 \cos(\theta + \theta_-) \\ i_\beta^* &= k_1 \sin(\theta) - k_2 \cos(\theta) - k_3 \sin(\theta + \theta_-) \end{aligned} \quad (5.57)$$

A norma do vetor  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*$ , é expressa por:

$$\|\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*\| = \sqrt{(k_1 \sin(\theta) - k_2 \cos(\theta) - k_3 \sin(\theta + \theta_-))^2 + (k_1 \cos(\theta) + k_2 \sin(\theta) + k_3 \cos(\theta + \theta_-))^2}. \quad (5.58)$$

Para determinar um ponto de máximo da elipse resultante, é obtida a derivada

primeira da expressão (5.58) em função de  $\theta$ :

$$\frac{d}{d\theta} \sqrt{(k_1 \sin(\theta) - k_2 \cos(\theta) - k_3 \sin(\theta + \theta_-))^2 + (k_1 \cos(\theta) + k_2 \sin(\theta) + k_3 \cos(\theta + \theta_-))^2} = 0. \quad (5.59)$$

Simplificando a expressão (5.59), encontra:

$$4k_2k_3 \cos(2\theta + \theta_-) - 4k_1k_3 \sin(2\theta + \theta_-) = 0. \quad (5.60)$$

Solucionando para  $\theta$  obtêm-se:

$$\theta = \frac{\tan^{-1}\left(\frac{k_2}{k_1}\right) - \theta_-}{2}. \quad (5.61)$$

Substituindo (5.61) em (5.58), é possível expressar a norma das correntes de referência como:

$$\left\| \mathbf{i}_{\alpha\beta}^* \right\| = \sqrt{k_1^2 + k_2^2 + k_3^2 + 2k_3 \sqrt{k_1^2 + k_2^2}}. \quad (5.62)$$

Um resultado importante da equação (5.62) é a possibilidade de se determinar a norma do vetor das correntes de referência sem fazer uso dos ângulos das tensões  $\delta_v^+$  e  $\delta_v^-$ , ao contrário de outras técnicas apresentadas na literatura. Limitando a norma em um determinado valor limite,  $\left\| \mathbf{i}_{\alpha\beta}^* \right\| = I_{\alpha\beta}^{\text{lim}}$  é possível resolver a equação (5.62) para  $k_3$ :

$$k_3^{+-} = \frac{-2k_1^2 - 2k_2^2 \pm 2I_{\alpha\beta}^{\text{lim}} \sqrt{k_1^2 + k_2^2}}{2\sqrt{k_1^2 + k_2^2}}. \quad (5.63)$$

Somente a solução positiva é considerada uma vez que  $k_3 \geq 0$  para a injeção de corrente reativa capacitiva. Assim, a referência  $B^*$  pode ser dada por:

$$B^* = k_3^+ |\mathbf{v}^-|, \quad (5.64)$$

a Figura 86(a) mostra a trajetória de  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*$  no plano  $\alpha\beta$  para  $k_3 = 0$ . Por outro lado, na Figura 86 (b), (c) e (d), são apresentadas as elipses resultantes para diferentes valores de  $k_1$ ,  $k_2$  e  $k_3$ . Os círculos nos quais as elipses estão inscritas foram traçados com a norma obtida pela equação (5.58). Observa-se que as elipses tem diferentes ângulos em relação ao eixo  $\alpha$ . Entretanto, a norma máxima de cada uma delas é obtida apenas fazendo uso da norma das tensões e das referências de potência.

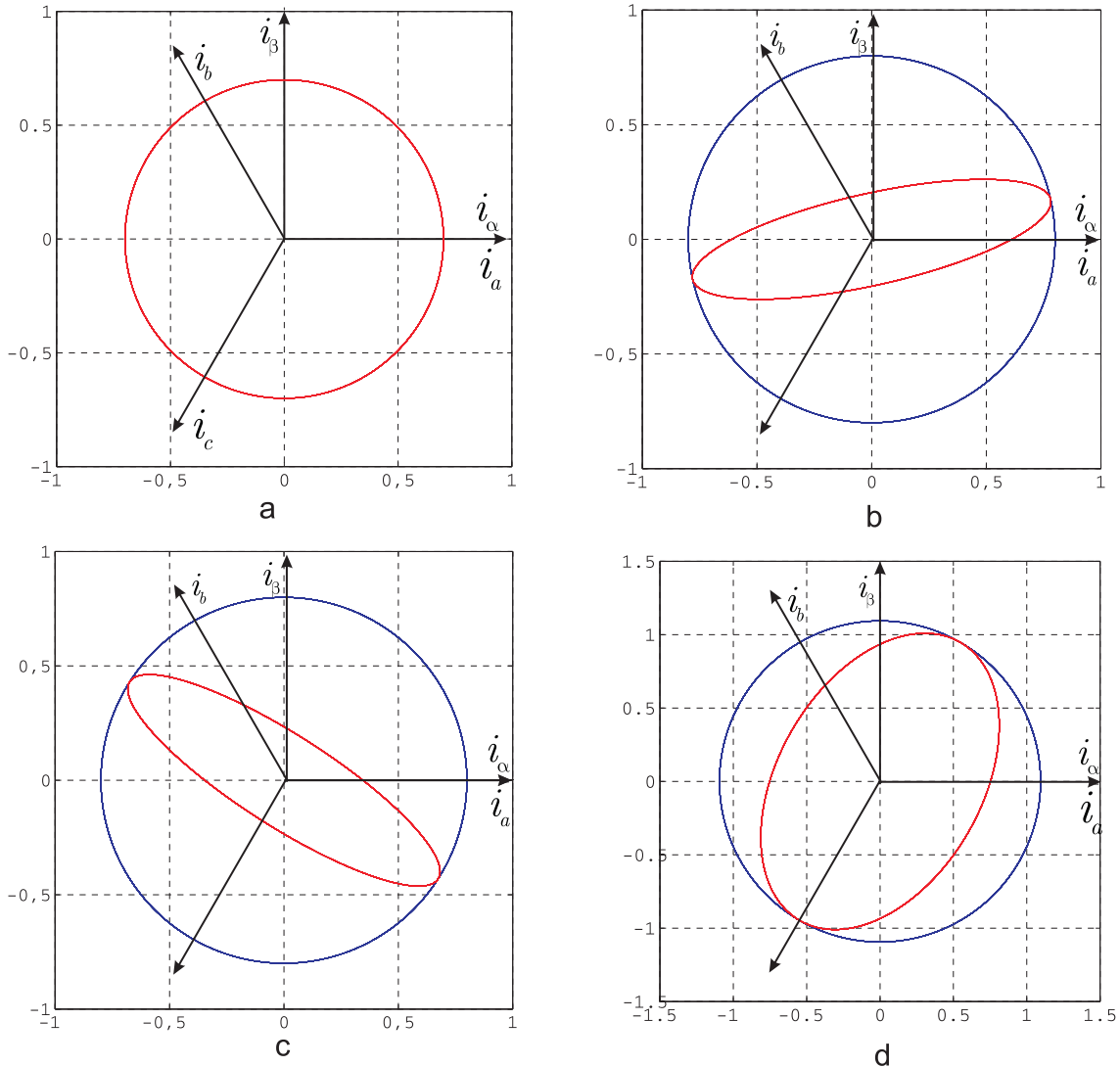


Figura 79: (a) Círculo descrito pelo vetor  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*$  para  $k_1 = 0.7I_n$ ,  $k_2 = 0$  e  $k_3 = 0$ , (b) Círculo com raio computado por (5.62) e elipse resultante para  $k_1 = 0$ ,  $k_2 = -0.5I_n$ ,  $k_3 = 0.3I_n$  e  $\theta_- = 40^\circ$ , (c) Círculo e elipse para  $k_1 = 0$ ,  $k_2 = -0.5I_n$ ,  $k_3 = 0.3I_n$  e  $\theta_- = 40^\circ$ , (d) Círculo e elipse para  $k_1 = 0$ ,  $k_2 = -0.5I_n$ ,  $k_3 = 0.3I_n$  e  $\theta_- = 40^\circ$ .

## 5.5 Resultados de Simulação

Para testar a efetividade prática da estratégia de limitação de corrente, serão considerados os mesmos parâmetros de rede e conversor de saída utilizados na simulação anterior. É considerada uma falta fase-fase-terra no ponto (P1) no alimentador de distribuição da Figura 71. A Figura 80 mostra as grandezas resultantes durante o afundamento causado por esta falta. Antes da falta, no tempo  $t < T_1$ , o aerogerador está gerando  $0.2P_n$ . Em  $T_1$  ocorre o afundamento de tensão e o aerogerador passa a operar com o suporte de corrente reativa. Inicialmente, 40% da capacidade de corrente é utilizada para a injeção de corrente reativa sincronizada com a tensão de sequência positiva utilizando a estratégia BPS.

Na Figura 80 (c) é possível verificar o aumento na tensão de sequência positiva durante



o suporte, aumentando de 388 V para 497 V. Entretanto, a tensão de sequência negativa permanece praticamente inalterada mudando de 161 V para 165 V. Em  $T_2$ , a estratégia de suporte é modificada para a MSN. A equação (5.63) calcula o valor de  $k_3$  de forma que a corrente de saída fica dentro do limite definido de corrente de pico. É possível verificar que a corrente de saída  $I_{\alpha\beta}^{\text{lim}}$  atinge o valor máximo estabelecido nesse caso em 2366 A. A tensão de sequência positiva se mantém inalterada em relação a estratégia anterior, entretanto a tensão de sequência negativa reduz de 165 V para 67 V. É possível identificar na Figura 80(b) que o desequilíbrio entre as tensões é significativamente reduzido.

Um dos resultados mais importantes pode ser visto na Figura 80(d), onde é mostrado o módulo do vetor das correntes de referência, calculado pela equação (5.62) durante todos os eventos da simulação. É possível verificar que o cômputo pela equação (5.62) é válido tanto para condições equilibradas como desequilibradas. Entre os tempos  $T_2$  e  $T_3$ , o valor de  $\|\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*\|$  não equivale aos valores de pico das correntes de referência, o que decorre da condição de desequilíbrio que as correntes se encontram. A Figura 5.44 mostra a trajetória gráfica de  $\mathbf{i}_{\alpha\beta}^*$  o valor máximo pré-estabelecido, que garante a limitação das correntes de saída. Em situações que a elipse estiver alinhada com o eixo  $\alpha$  ou  $\beta$  os valores de  $i_{\alpha}^*$  ou  $i_{\beta}^*$  irão atingir os seus valores máximos. Em  $T_3$  o afundamento de tensão se encerra e o aerogerador retoma a sua a potência ativa anterior.

Um parâmetro que pode ser utilizado para mensurar o nível de desequilíbrio das tensões é o fator desequilíbrio, que pode ser definido como [28]:

$$\%VUF = \frac{|v^-|}{|v^+|} \times 100 \quad (5.65)$$

Foram realizadas um conjunto de simulações para demonstrar o desempenho da MSN com outras estratégias levando em consideração o fator de desequilíbrio resultante durante o suporte de reativos. Dois afundamentos de tensão, um do tipo C e outro do tipo F, resultantes de uma falta fase-terra F1 e a uma falta fase-fase-terra respectivamente F2. Outros dois fatores importante nessa análise são a impedância da rede no ponto de conexão e o nível de potência ativa no momento do afundamento. São considerados dois níveis de potência ativa para cada um dos afundamentos considerados:  $0.2P_n$  e  $0.5P_n$ . Acima desse nível de potência ativa, praticamente toda a capacidade de corrente do conversor estará sendo usada com o suporte de reativos com correntes equilibradas, sendo apenas o remanescente utilizado para a redução do desequilíbrio das tensões. Para simular uma situação de rede forte, o modelo de rede da Figura 71 é mantido, mas as impedâncias da linha L1 e L3 são reduzidas de forma que a potência de curto-circuito no PCC ser igual a  $4P_n$ .

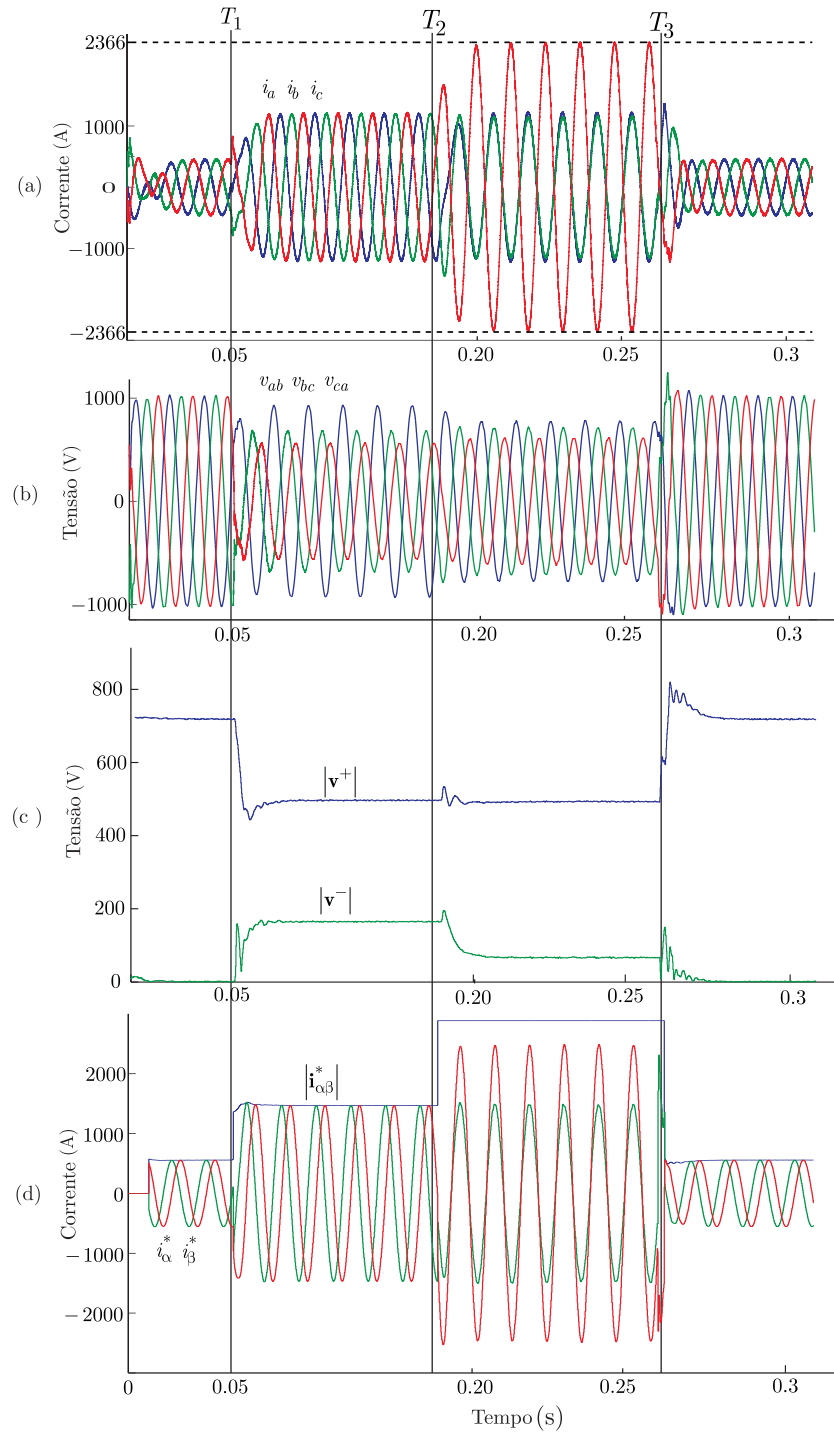


Figura 80: Estratégias BPS e MSN durante um afundamento de tensão desequilibrado, (a) Correntes de saída no conversor, (b) Tensões no ponto de conexão. (c) Magnitude das tensões de seqüência positiva e negativa, (d) Correntes de referência e  $|i_{\alpha\beta}^*|$  calculada pela equação (5.62).

A Tabela 6 e Tabela 7 trazem os resultados para o afundamento do tipo C e do tipo F respectivamente. São testadas as estratégias BPS, MSN e NPSC. Pela análise desses resultados, pode-se tirar algumas conclusões:

- A estratégia BPS tem o pior desempenho em todas as situações analisadas;

Tabela 6: Fator de desequilíbrio para o suporte durante  $F_1$ .

$S_k$	$0.2P_n$		$0.5P_n$	
	$0.2P_n$	$0.5P_n$	$0.2P_n$	$0.5P_n$
PNSC	19,4%	18,3%	19,5%	19,4%
BPS	25%	23,5%	24,4%	23,1%
MSN	9,9%	18,6%	11,4%	16%

- O tipo de afundamento não altera a efetividade das estratégias em diminuir o desequilíbrio de tensão;
- Para o nível de potência ativa de  $0.5P_n$ , o PNSC e a MSN tem desempenho similar, tanto na condição de rede fraca como na condição de rede forte;
- A estratégia MSN tem uma maior efetividade para o caso de menor injeção de potência ativa, o que fica mais evidente no caso de rede fraca.

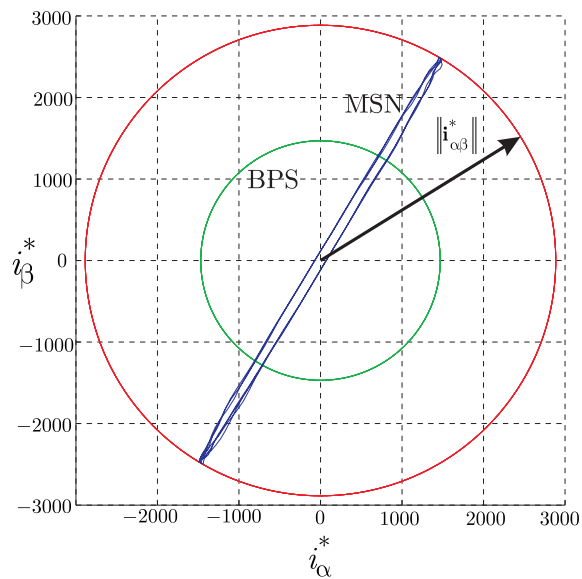


Figura 81: Sistema considerado.

## 5.6 Resultados Experimentais

Um inversor PWM trifásico a três fios conectado à rede de 10 kVA e um gerador de afundamentos de tensão, conforme mostrado na Figura 82, foram utilizados para a obtenção dos resultados experimentais. A frequência de chaveamento utilizada é de 5

Tabela 7: Fator de desequilíbrio para o suporte durante  $F_2$ .

$S_k$	$0.2P_n$		$0.5P_n$	
	$0.2P_n$	$0.5P_n$	$0.2P_n$	$0.5P_n$
PNSC	22,7%	20,2%	25,6%	29,8%
BPS	33,2%	30,6%	34,8%	33,8%
MSN	13,2%	23,3%	23,6%	29,6%

kHz, indutores do filtro  $L_1 + L_2 = 1mH$ ,  $C_F = 40\mu F$  e tensão de linha igual a  $100 V_{rms}$ . Um afundamento de tensão equilibrado e um desequilibrado serão testados para este inversor sob as regras de injeção de corrente reativa de [19] fazendo uso da estratégia MSN apresentada acima. O gerador de afundamentos, cujo projeto e desenvolvimento estão demonstrados no Apêndice A, realiza uma falta fase-fase-terra propagada através de um transformador  $\Delta - Y$ , com duração de 200 ms que resulta em um afundamento de tensão do tipo E. As impedâncias shunt do gerador de afundamentos são ajustadas para resultar um afundamento de 35% na magnitude da tensão de sequência positiva. Além disso, um afundamento equilibrado de 40% é também considerado, as tensões de ambos afundamentos de tensões são mostradas na Figura 83. Para o caso do afundamento de tensão desequilibrado,  $|\mathbf{v}^+| = 118V$  e  $|\mathbf{v}^-| = 35V$ . A Figura 84 mostra a corrente

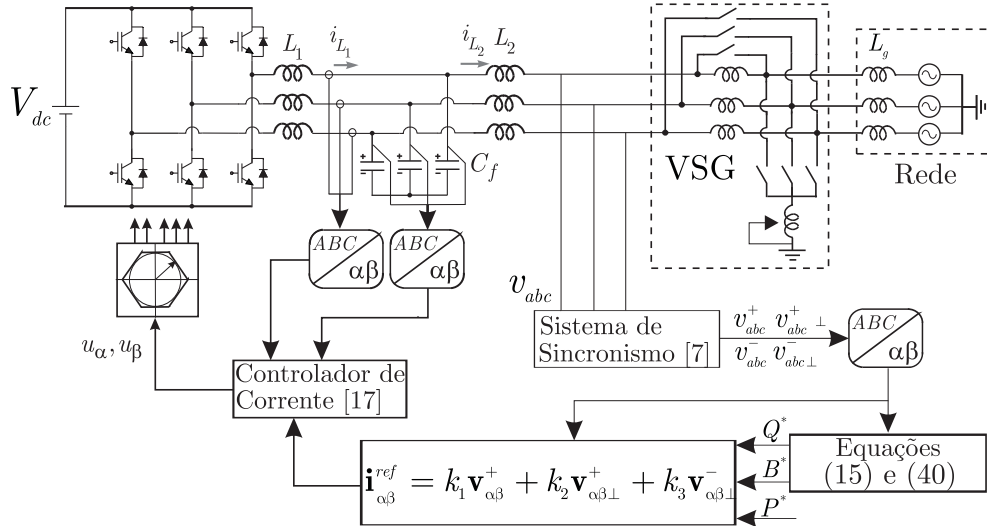
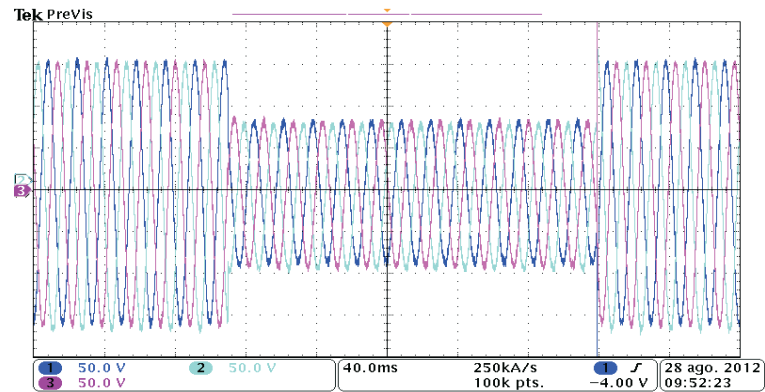
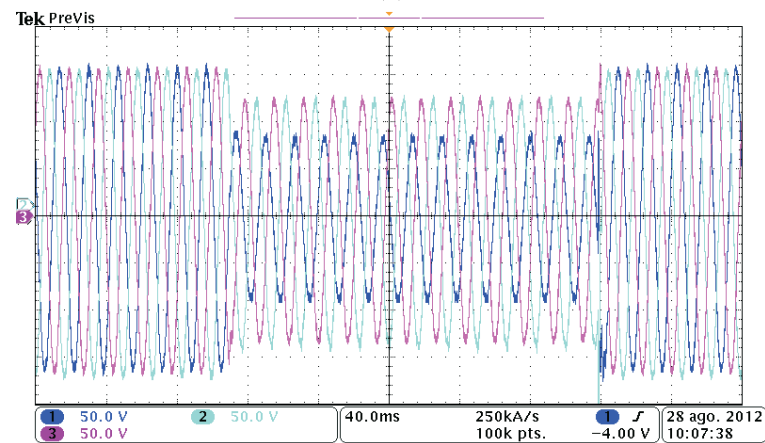


Figura 82: Esquema do sistema utilizado para obter os resultados experimentais.



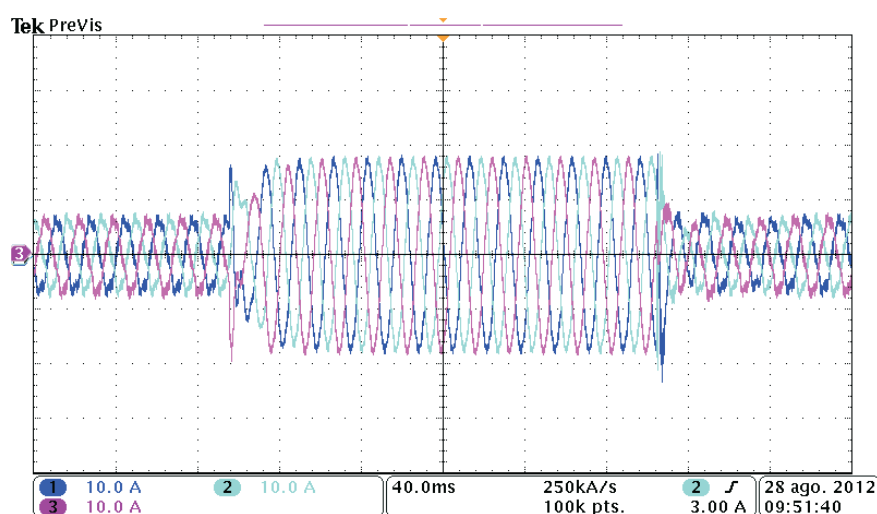
(a)



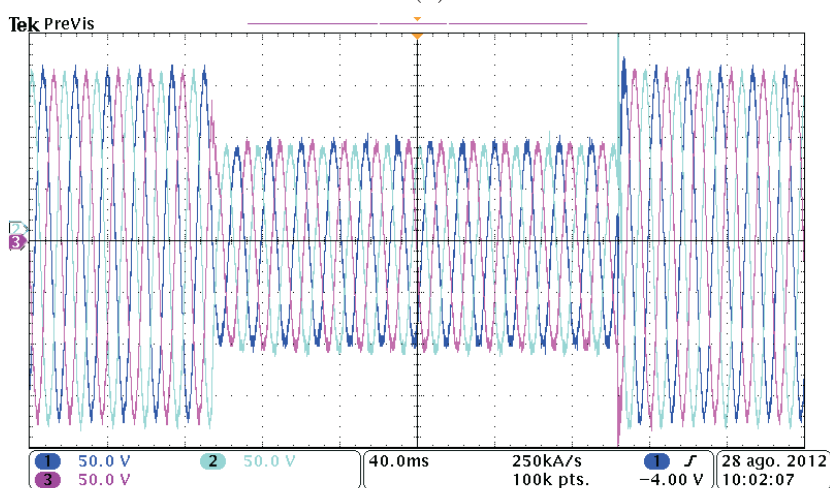
(b)

Figura 83: Tensões de linha sem injeção de corrente do aerogerador durante o afundamento (a) Tensões de linha durante afundamento equilibrado de 40%, (b) Tensões de linha durante o afundamento desequilibrado do tipo F.

injetada durante o afundamento equilibrado. Considerando que a corrente limite é de 20 A de pico, 80% da capacidade de corrente do inversor é utilizada para a injeção de corrente reativa. Observa-se que o afundamento de tensão sem suporte, mostrado na Figura 83 é de 43%, enquanto que com o suporte esse índice cai para 36.5%, como pode ser observado na Figura 84(b). Para o caso do afundamento desequilibrado, a Figura 85(a) mostra o



(a)

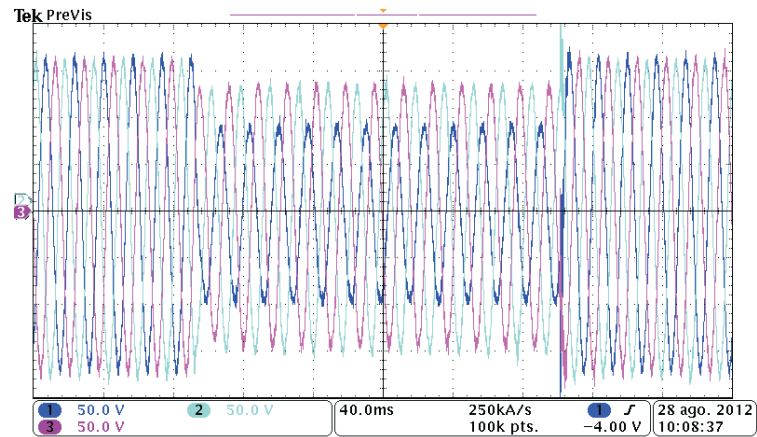


(b)

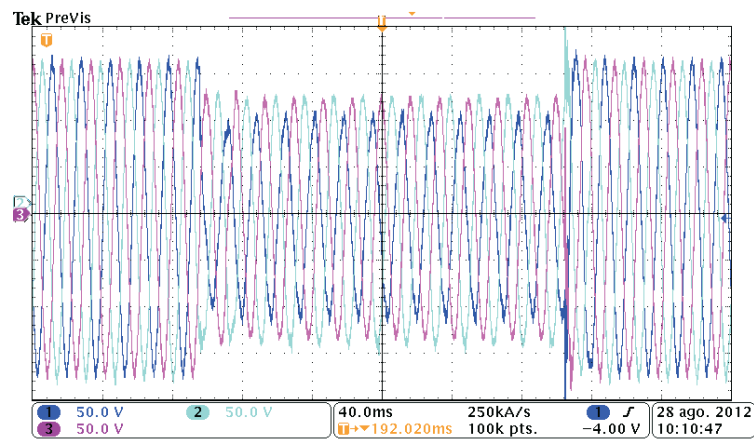
Figura 84: (a) Correntes durante o suporte de corrente reativa, (b) Tensão durante o suporte.

resultado do suporte com correntes equilibradas para o afundamento do tipo F. Pode-se observar que o desequilíbrio entre as tensões permanece praticamente o mesmo, ( $|v^-| = 41V$ ) e aumentando a tensão de sequência positiva para  $|v^+| = 128V$ . A Figura 85(b) mostra as tensões de linha nesta condição, por outro lado, aplicando a estratégia de minimização de tensão de sequência negativa, esta é reduzida de 35 V para 21 V enquanto que a tensão de sequência positiva permanece a mesma da estratégia anterior  $|v^+| = 127V$ .

A Figura 86 (a) mostra as tensões de linha resultantes durante o afundamento com um valor de pico de 152 V. A Figura 86(b) mostra as correntes e as referências de potência antes, durante e após o afundamento de tensão. Antes do afundamento, o conversor está injetando apenas potência ativa. Assim que o afundamento inicia, o MSN calcula as



(a)



(b)

Figura 85: (a) Tensões de linha durante o afundamento desequilibrado e suporte do tipo BPS, (b) Tensões de linha durante o afundamento desequilibrado e suporte do tipo MSN.

referências de potência. O limite estabelecido de 20 A é atingido pela corrente  $i_a$ , como mostrado pela linha de referência.

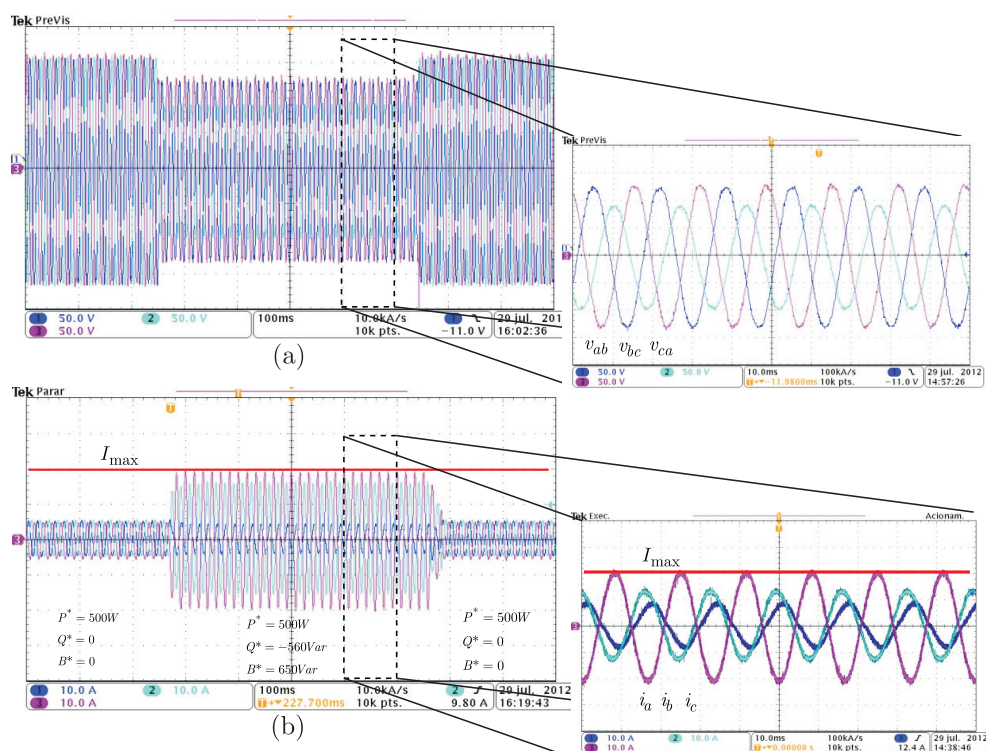


Figura 86: Resultados Experimentais (a) Tensões de linha, (b) Correntes de saída.

## 5.7 Conclusão

A grande maioria das estratégias de controle de potência durante afundamentos de tensão desequilibrados apresentados na literatura tem como objetivo minimizar as oscilações de potência ativa e reativa, sendo que este objetivo pode ser atingido de diferentes formas:

- Correntes não-senoidais e não balanceadas, mantendo assim a potência ativa e reativa constante;
- Potência ativa de saída constante, com correntes senoidais desequilibradas e potência reativa oscilante;
- Potência reativa de saída constante, com correntes senoidais não-balanceadas e potência ativa oscilante;
- Parcelas oscilantes de potência ativa e reativa, com correntes senoidais balanceadas.

Estas estratégias trazem o inconveniente de gerar sobretensões nas fases não afetadas pelo afundamento desequilibrado. Além disso, na tecnologia de aerogeradores com conversor pleno, as oscilações da tensão do barramento CC, causadas por oscilações na potência ativa, podem ser minimizadas pelo uso de circuitos de proteção do tipo *chopper*.



O suporte de reativos durante afundamentos desequilibrados de tensão deve buscar os seguintes objetivos: minimizar o desequilíbrio entre as fases, maximizar a tensão de sequência positiva, não causar sobretensões nas fases não atingidas pelo afundamento e minimizar oscilações na potência de saída. Não é possível atender todos estes requisitos ao mesmo tempo, entretanto, no caso da conexão em redes fracas, as sobretensões das fases sadias podem se tornar um problema crítico. Neste trabalho foi proposta uma estratégia que parte do objetivo inicial de minimizar a tensão de sequência negativa e maximizar a tensão de sequência positiva nos terminais da máquina. Não foram impostas restrições sob a oscilação nas potências e na máxima atenção na fase sadia. Os resultados mostram que a estratégia proposta atingiu o seu objetivo, pois apresentou o melhor resultado para a minimização da tensão de sequência negativa e obteve resultados semelhantes as outras estratégias na elevação da tensão de sequência positiva. Entretanto esta estratégia não levou em consideração a necessária limitação de corrente de saída.

Um novo método para a limitação de correntes para conversores conectados à rede operando com correntes desequilibradas também foi proposto. Durante afundamentos de tensão desequilibrados, tensões de sequência negativa surgem nos terminais do aerogerador. É requerida uma contribuição de até 40% da capacidade de corrente do aerogerador para o suporte de reativos. A injeção de correntes equilibradas sincronizadas com a tensão de sequência positiva permite aumentar esta tensão no ponto de conexão. Além disso, a injeção de corrente reativa sincronizada com a sequência negativa permite reduzir o desequilíbrio entre as tensões. No caso de se injetarem correntes desequilibradas, é necessário limitar as correntes de saída para se evitar o acionamento indesejado de proteções do conversor acarretando em uma desconexão indesejada. O método de MSN apresentado nesse trabalho permite que se use a capacidade de corrente máxima do conversor em situações de correntes desequilibradas através de uma equação simples e genérica que relaciona as referências de potência e a magnitude das tensões de sequência positiva e negativa. Os ângulos das tensões não são necessárias para o cálculo da limitação das correntes, o que representa uma contribuição desse método em relação a outros apresentados na literatura. As referências de potência reativa são facilmente obtidas, o que permite que o controle de potência possa ser implementado em malha fechada e estas informações sejam repassadas para um sistema de supervisão do aerogerador. Resultados de simulação e experimentais são apresentados para corroborar a metodologia apresentada.

## 6 CONCLUSÕES

### 6.1 Resumo

Na primeira parte desta tese foi executada uma minuciosa revisão sobre os códigos de rede vigentes em diversos países com diferentes níveis de participação de energia eólica. Se mostrou que existem grandes discrepâncias entre os requisitos de diferentes códigos e muitas vezes não existem definições claras de como estes devem ser atendidos. O caso do suporte de reativos durante afundamentos desequilibrados representa bem este caso.

Alguns códigos de rede estabelecem curvas de suportabilidade que requisitam a operação durante interrupções momentâneas de tensão, onde esta pode chegar a zero. Para evitar que o conversor do lado da rede saia de operação, é proposto um sistema de sincronismo que permite a geração contínua de sinais de referência. Isto é fundamental para tornar possível o suporte de corrente reativa.

Uma vez que controladores ressonantes adicionam altos ganhos de malha aberta na frequência fundamental, a malha de controle de corrente fica suscetível a saturações da ação de controle durante os transitórios de entrada e saída dos afundamentos de tensão. Um algoritmo *anti-windup* para amortecer os pólos dos controladores ressonantes é adaptado aos controladores ressonantes durante saturações da malha de controle. Ao custo da perda da capacidade de rastreamento do controlador, obtém-se uma resposta transitória mais suave. Resultados experimentais mostram a efetividade deste procedimento.

Por fim, a estratégia de suporte de reativos apresentada possibilita a obtenção de um suporte de tensão mais efetivo para a minimização de sequência negativa. Além disso, evita sobretensões elevadas nas fases não atingidas pela falta. Uma metodologia para a limitação de corrente para situações de operação com corrente desequilibradas também foi apresentada. As principais contribuições desta tese são sumarizadas em:

## 6.2 Contribuições da Tese

As principais contribuições desta tese foram:

- Proposta de uma técnica de limitação de correntes de referência durante a operação com correntes desequilibradas que permite maximizar a injeção de correntes e minimizar o fator de desequilíbrio nas tensões terminais durante afundamentos desequilibrados de tensão;
- Implementação prática, de um gerador de afundamentos de tensão baseado em chaveamento de impedâncias para possibilitar a obtenção dos resultados experimentais das técnicas propostas nesta tese;
- Adaptação de duas técnicas de sincronismo para garantir a continuidade de geração de sinais de referência mesmo em situações de interrupção temporária de tensão;
- A adaptação de uma estrutura *anti-windup* na estrutura de controladores de corrente baseados em controladores ressonantes, a fim de minimizar os efeitos de possíveis saturações na ação de controle da malha de corrente;
- Proposta de uma estratégia de suporte de reativos baseada na magnitude da tensão de sequência negativa durante afundamentos de tensão desequilibrados.

## 6.3 Sugestão para Trabalhos Futuros

Como sugestão para trabalhos futuros nos tópicos abordados nesta tese podemos citar:

- Verificar a possibilidade de desenvolver uma técnica de limitação genérica, que possa ser aplicada a diferentes estratégias de geração de referências;
- As correntes de referência são confinadas internamente em um círculo inscrito no hexágono de limitação de correntes. Para os casos onde a elipse não está alinhada com os eixos  $\alpha$  ou  $\beta$ , a capacidade de corrente do conversor não é utilizada de maneira integral, podendo em certos casos chegar a 15%. O estudo de um algoritmo de otimização seria um tópico importante;
- Investigar a possibilidade de estender a estratégia de limitação de correntes durante a operação em condições de desequilíbrio para conversores a quatro fios;

- Analisar a possibilidade de determinar o tipo de afundamento e como esta informação pode ser utilizada no suporte de reativos; S
- No âmbito experimental, a implementação de uma gerador de afundamentos de tensão com conversor pleno para permitir ensaios de afundamentos de tensão, variações de frequência e conteúdo harmônico.

# REFERÊNCIAS

- 1 ALEGRÍA, I. M. de et al. Connection requirements for wind farms: A survey on technical requirements and regulation. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 11, n. 8, p. 1858 – 1872, 2007.
- 2 E.ON-NETZ. *High and extra high voltage*. [S.l.], April 2006. Grid Code.
- 3 61400-21, I.-I. S. *Wind turbines: Measurement and assessment of power quality characteristics of grid connected wind turbines*. [S.l.], 2008.
- 4 BLAABJERG, F.; CHEN, Z.; KJAER, S. Power electronics as efficient interface in dispersed power generation systems. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 19, n. 5, p. 1184–1194, Sept. 2004. ISSN 0885-8993.
- 5 CEPEL, C. de Pesquisas de E. E. *Atlas do potencial eólico brasileiro*. [S.l.], 2001.
- 6 TSILI, M.; PAPATHANASSIOU, S. A review of grid code technical requirements for wind farms. *Renewable Power Generation, IET*, v. 3, n. 3, p. 308–332, sep. 2009.
- 7 ENERGINET. *Grid Connection of wind turbines to network with voltage above 100kV, Regulation TF 3.2.5*. [S.l.], December 2004. Dinamarca.
- 8 ONS. *Procedimentos de rede: Submódulo 3.6 - Requisitos técnicos mínimos para a conexão a rede básica*. [S.l.], Agosto 2009. Brasil.
- 9 FERREIRA, S. A. et al. Análise de critérios de suportabilidade de centrais eólicas durante afundamentos momentâneos de tensão. In: *2º Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos*. [S.l.]: FCO/UFGM, 2008. v. 1, p. 1–6.
- 10 ULLAH, N.; THIRINGER, T.; KARLSSON, D. Voltage and transient stability support by wind farms complying with the e.on netz grid code. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 22, n. 4, p. 1647–1656, 2007.
- 11 GABE, I.; MONTAGNER, V.; PINHEIRO, H. Design and implementation of a robust current controller for vsi connected to the grid through an lcl filter. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 24, n. 6, p. 1444–1452, June 2009. ISSN 0885-8993.
- 12 GABE, I. J. et al. Projeto e implementação de um controlador de corrente robusto para inversores com filtro lcl conectados à rede com incertezas paramétricas. *Sba Controle e Automação online*, v. 20, n. 1, p. 94–104, March 2009.
- 13 LISERRE, M.; TEODORESCU, R.; BLAABJERG, F. Stability of photovoltaic and wind turbine grid-connected inverters for a large set of grid impedance values. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 21, n. 1, p. 263–272, Jan. 2006. ISSN 0885-8993.

- 14 GABE, I.; PINHEIRO, H. Multirate state estimator applied to the current control of pwm-vsi connected to the grid. In: *Industrial Electronics, 2008. IECON 2008. 34th Annual Conference of IEEE*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 2189–2194. ISSN 1553-572X.
- 15 GABE, I. J. *Contribuição ao Controle de Inversores PWM Alimentados em Tensão Conectados à Rede Através de Filtro-LCL*. Dissertação (Mestrado) — UFSM, 2008.
- 16 DANNEHL, J.; WESSELS, C.; FUCHS, F. Limitations of voltage-oriented pi current control of grid-connected pwm rectifiers with lcl filters. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 56, n. 2, p. 380–388, feb. 2009. ISSN 0278-0046.
- 17 GABE, I. J.; PINHEIRO, H. Impact of unbalance voltage dips on the behaviour of voltage source inverters. In: *Brasilian Power Electronics Congress COBEP-09*. [S.l.: s.n.], 2009.
- 18 GABE, I. J.; KUNTZEL, F. P.; PINHEIRO, H. Grid connected voltage source inverter control during voltage dips. In: *Industrial Electronics Society Conference, IECON'09*. [S.l.: s.n.], 2009.
- 19 SDLWINDV. *Ordinance on system services by wind energy plants (system service ordinance-sdlwindv)*. <http://www.bmu.de/erneuerbare/energien/doc/44629.php>.
- 20 SONG, H. seok; NAM, K. Dual current control scheme fo pwm converter under unbalanced input voltage conditions. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 46, n. 5, p. 953–959, October 1999.
- 21 RIOUAL, P.; POULIQUEN, H.; LOUIS, J.-P. Regulation of a pwm rectifier in the unbalanced network state using a generalized model. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 11, n. 3, p. 495–502, May 1996.
- 22 RODRIGUEZ, P. et al. Independent pq control for distributed power generation systems under grid faults. In: *IEEE Industrial Electronics, IECON 2006 - 32nd Annual Conference on*. [S.l.: s.n.], 2006. p. 5185–5190. ISSN 1553-572X.
- 23 RODRIGUEZ, P. et al. Fault ride-through capability implementation in wind turbine converters using a decoupled double synchronous reference frame pll. In: *Power Electronics and Applications, 2007 European Conference on*. [S.l.: s.n.], 2007. p. 1–10.
- 24 RODRIGUEZ, P. et al. Flexible active power control of distributed power generation systems during grid faults. *Industrial Eletronics, IEEE Transactions on*, v. 54, n. 5, p. 2583–2592, Oct 2007.
- 25 WANG, F.; DUARTE, J.; HENDRIX, M. Active and reactive power control schemes for distributed generation systems under voltage dips. In: *Energy Conversion Congress and Exposition, 2009. ECCE 2009. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 3564–3571.
- 26 WANG, F.; DUARTE, J.; HENDRIX, M. Active power control strategies for inverter-based distributed power generation adapted to grid-fault ride-through requirements. In: *Power Electronics and Applications, 2009. EPE '09. 13th European Conference on*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1–10.
- 27 TEODORESCU, R.; LISERRE, M.; RODRÍGUES, P. *Grid Converters for Photovoltaic and Wind Power Systems*. [S.l.]: Wiley, 2011. ISBN 9780470057513.

- 28 LEE, C.-T.; HSU, C.-W.; CHENG, P.-T. A low-voltage ride-through technique for grid-connected converters of distributed energy resources. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, v. 47, n. 4, p. 1821–1832, july-aug. 2011.
- 29 PARK, R. H. Two reaction theory of synchronous machines. generalized method of analysis-part i. p. 716–730, 1929.
- 30 CLARKE, E. Simultaneous faults on three-phase systems. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 50, n. 3, p. 919 – 939, 1931.
- 31 FISCHER, M.; SCHELLSCHMIDT, M. Fault ride through performance of wind energy converters with facts capabilities in response to up-to-date german grid connection requirements. In: WARSAW. *EWEC*. [S.l.], 2010.
- 32 ONS. *Acompanhamento Mensal da Geração de Energia das Usinas Eolielétricas com Programação e Despacho Centralizados pela ONS 2012*. <http://www.ons.org.br/download/resultados-operacao/boletim-mensal-geracao-eolica/Boletim-Eolica-fev-2012.pdf>.
- 33 11/2011, O.-P. S. . *Gerenciamento dos indicadores de desempenho da rede básica e dos barramentos dos transformadores de fronteira, e de seus componentes*. <http://extranet.ons.org.br/operacao/prdocme.nsf>.
- 34 BOLLEN, M. H. J. Fast assessment methods fo voltage sags in distribution systems. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, v. 32, n. 6, p. 1414–1413, November/December 1996.
- 35 CONRAD, L.; LITTLE, K.; GRIGG, C. Predicting and preventing problems associated with remote fault-clearing voltage dips. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 27, n. 1, p. 167–172, Jan/Fev 1991.
- 36 FILHO, J. M. C. et al. Softwares e procedimentos para simulação de afundamentos de tensão. In: *Congresso Brasileiro de Automática, CBA*. [S.l.: s.n.], 2002.
- 37 BOLLEN, M. H. J.; ZHANG, L. D. Different methods for classification of three-phase unbalanced voltage dips due to faults. *Science Direct Renewable Energy, ELSEVIER*, v. 11, n. 1, p. 59–69, July 2003.
- 38 BOLLEN, M. H. J. *Understanding Power Quality Problems Voltage sags and Interruptions*. [S.l.]: IEEE press, 2000.
- 39 SANNINO, A.; BOLLEN, M.; SVENSSON, J. Voltage tolerance testing of three-phase voltage source converters. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 20, n. 2, p. 1633–1639, April 2005.
- 40 RENDERS, B. et al. Distributed generation for mitigation voltage dips in low-voltage distribution grids. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 23, n. 3, p. 1581–1588, July 2008.
- 41 ZHANG, L.; BOLLEN, M. H. J. Characteristic of voltage dips (sags) in power systems. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 13, n. 2, p. 827–832, April 2000.

- 42 JURADO, A.; BRUGNONI, M. The effect of fixed speed wind turbines models on transient stability of power system. In: *Electricity Distribution - Part 1, 2009. CIRED 2009. 20th International Conference and Exhibition on*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1–4. ISSN 0537-9989.
- 43 HOSSAIN, J. et al. Simultaneous statcom and pitch angle control for improved lrvr capability of fixed-speed wind turbines. *Sustainable Energy, IEEE Transactions on*, PP, n. 99, p. 1–1, 2010. ISSN 1949-3029.
- 44 COSTA, J. da et al. Robust controller for dfigs of grid-connected wind turbines. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 58, n. 9, p. 4023–4038, sept. 2011. ISSN 0278-0046.
- 45 KIANI, M.; LEE, W. Effects of voltage unbalance and system harmonics on the performance of doubly fed induction wind generators. *Industrial Applications, IEEE Transactions on*, v. 46, n. 2, p. 562–568, 2010.
- 46 LOPEZ, J. et al. Wind turbines based on doubly fed induction generator under asymmetrical voltage dips. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, v. 23, n. 1, p. 321–330, 2008.
- 47 LISERRE, M. et al. Overview of multi mw wind turbines and wind parks. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 58, n. 4, p. 1081–1095, april 2011.
- 48 IOV F. TEODORESCU, R. B. F. A. B. B. J.; MIRANDA, J. Grid code compliance of grid-side converter in wind turbine systems. In: JEJU SOUTH KOREA. *PESC*. [S.l.], 2006.
- 49 MICHALKE, G.; HANSEN, A.; HARTKOPF, T. Variabel speed wind turbines- modelling, control and impact on power systems. In: *European Wind Energy Conference EWEC*. [S.l.: s.n.], 2008.
- 50 RESEARCH-CENTER, V. *Design and Operation of Power systems with Large Amounts of Wind Power*. [S.l.], Abril 2007. Finlândia.
- 51 IOV, F. et al. Mapping of grid faults and grid codes. *RISO-R-Report*, july 2007.
- 52 ERLICH, I.; BACHMANN, U. Grid code requirements concerning connection and operation of wind turbines in germany. In: *Power Engineering Society General Meeting, 2005. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2005. p. 1253 – 1257 Vol. 2.
- 53 ULLAH, N.; THIRINGER, T.; KARLSSON, D. Voltage and transient stability support by wind farms complying with the e.on netz grid code. *Power Systems, IEEE Transactions on*, v. 22, n. 4, p. 1647–1656, Nov. 2007. ISSN 0885-8950.
- 54 BOLLEN, M. H. J.; GU, I. Y.-H. *Signal Processing of power quality disturbances*. [S.l.]: IEEE press, 2006.
- 55 ESPAÑA, R. E. de. *Requisitos de respuesta frente a huecos de tension de las instalaciones de produccion de regime especial, PO 12.3*. [S.l.], Noviembre 2009.
- 56 ENERGINET. *Grid Connection of wind turbines to network with voltage below 100kV, Regulation TF 3.2.6*. [S.l.], May 2004. Dinamarca.



- 57 ASSOCIATION, E. N. *National Grid Electricity Transmission plc.* [S.l.], September 2006. Grid Code.
- 58 NETWORKS, E. *Distribution Code version 1.4.* [S.l.], Fevereiro 2005.
- 59 CER. *Wind Farm Transmission Grid Code Provisions.* [S.l.], July 2004.
- 60 ENEL. *DK 5400 - Criteri di allacciamento di clienti alla rete AT delladistribuzione.* [S.l.], Outubro 2004.
- 61 ENEL. *DK 5740 - Criteri di allacciamento di impianti di produzione alla rete MT di ENEL distribuzione.* [S.l.], Fevereiro 2005.
- 62 TERNA. *Codice di trasmissione, dispacciamento, sviluppo e sicurezza della rete.* [S.l.], 2006.
- 63 FERC. *Interconnection of Wind Energy, 18 CFR Part 35.* [S.l.], Dezembro 2005. Docket No. RM05-4-001; Order No. 661-A.
- 64 CANWEA. *Canadian Grid Code for Wind Development Review and Recommendations.* [S.l.], 2005. Document no. 11163/OR/01 B.
- 65 TRANSÉNERGIE, H.-Q. *Transmission Provider Technical Requirements for the connection of power plants to the Hydro-Québec Transmission System.* [S.l.], Março 2006.
- 66 AESO. *Wind Power Facility. Technical Requirements, Revision 0.* [S.l.], November 2004.
- 67 06/2010, O.-P. S. . *Requisitos técnicos mínimos para a conexão às instalações de transmissão.* <http://extranet.ons.org.br/operacao/prdocme.nsf>.
- 68 VDN. *Networks and System Rules of the German Transmission System Operators.* [S.l.], 2007.
- 69 SACCOMANDO, G.; SVENSSON, J. Transient operation of grid-connected voltage source converter under unbalanced voltage conditions. *Industry Applications Conference, 2001. Thirty-Sixth IAS Annual Meeting.*, v. 4, p. 2419–2424, September/October 2001.
- 70 TIMBUS M. LISERRE, R. T. F. B. A. Overview of control and grid synchronization for distributed power generation systems. *IEEE Transaction on Industrial Electronics*, v. 53, n. 5, p. 2474 – 2481, 2005.
- 71 RODRIGUEZ, P. et al. Control strategies for distributed power generation systems operating on faulty grid. In: *IEEE, ISIE 2006 - 32nd Annual Conference on.* [S.l.: s.n.], 2006. p. 1601–1607.
- 72 CARDOSO, R. et al. Estruturas de sincronismo monofásica e trifásica baseadas no filtro de kalman. *Sba Controle e Automação*, v. 17, n. 4, p. 493–513, July 2006.
- 73 CARDOSO, R. et al. Kalman filter based synchronisation methods. *IET Generation, Transmission and Distribution*, v. 2, n. 4, p. 542 – 555, 2008.
- 74 CAMARGO, R. F. de. *Método de Sincronização Aplicado a Conversores PWM Trifásicos.* Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Santa Maria-UFSM, 2006.

- 75 HELLE, L. et al. Grid requirements, monitoring, synchronization and control of wind turbines under grid faults. In: *Industrial Electronics, 2008. ISIE 2008. IEEE International Symposium on*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1–102.
- 76 TWINING, E.; HOLMES, D. Grid current regulation of a three-phase voltage source inverter with an lcl input filter. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 18, n. 3, p. 888–895, May 2003. ISSN 0885-8993.
- 77 CARDOSO, R. *Algoritmos para Sincronismo, Análise da Qualidade de Energia e Geração de Referências para Filtros Ativos de Potência: Uma Abordagem Estocástica*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Santa Maria-UFSM, 2008.
- 78 HEMERLY, E. M. *Controle por computador de Sistemas Dinâmicos*. 2. ed. [S.l.]: Edgard Blücher, 2000.
- 79 BROWN, R. G. *Introduction to Random Signals and Applied Kalman Filtering*. [S.l.]: Wiley, 1996.
- 80 TIMBUS, A. et al. Evaluation of current controllers for distributed power generation systems. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 24, n. 3, p. 654–664, March 2009. ISSN 0885-8993.
- 81 BLAABJERG, F. et al. Overview of control and grid synchronization for distributed power generation systems. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 53, n. 5, p. 1398–1409, Oct. 2006. ISSN 0278-0046.
- 82 GABE, I. et al. Stability analysis of grid-connected voltage source inverters with LCL-filters using partial state feedback. *Power Electronics and Applications, 2007 European Conference on*, p. 1–10, Sept. 2007.
- 83 GABE, I. J. et al. Stability analysis and design of discrete current controlled inverters with lcl-filters connected to the grid. In: *Brazilian power electronics conference, COBEP'07*. [S.l.: s.n.], 2007. v. 1, p. 913–918.
- 84 GABE, I. J. et al. Controle robusto com restrição de estrutura e atraso aplicado experimentalmente a um inversor trifásico. In: *Congresso Brasileiro de Automática, CBA'08*. [S.l.: s.n.], 2008. v. 1.
- 85 ASTRÖM, K. J.; WITTENMARK, B. *Computer Controlled Systems*. [S.l.]: Prentice Hall, 1997.
- 86 AKAGI, H.; WATANABE, E. H.; AREDES, M. *Instantaneous Power Theory and Applications to Power Conditioning*. [S.l.]: Wiley-Interscience, 2007.
- 87 FORTESCUE, C. L. Method of symmetrical co-ordinates applied to the solution of polyphase networks. *American Institute of Electrical Engineers, Transactions of the*, XXXVII, n. 2, p. 1027–1140, July 1928. ISSN 0096-3860.
- 88 SANITER, C.; JANNING, J. Test bench for grid code simulations for multi-mw wind turbines, design and control. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 23, n. 4, p. 1707–1715, 2008.

- 89 VOLTAGE dip generator for wind energy systems up to 5 MW. *Applied Energy*, v. 86, n. 4, p. 565 – 574, 2009. ISSN 0306-2619.
- 90 HU, S.; LI, J.; XU, H. Comparison of voltage sag generators for wind power system. In: *Power and Energy Engineering Conference, 2009. APPEEC 2009. Asia-Pacific*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1 –4.
- 91 WESSELS, C.; LOHDE, R.; FUCHS, F. Transformer based voltage sag generator to perform lvrt and hvrt tests in the laboratory. In: *Power Electronics and Motion Control Conference (EPE/PEMC), 2010 14th International*. [S.l.: s.n.], 2010. p. T11–8 –T11–13.
- 92 MA, Y.; KARADY, G. A single-phase voltage sag generator for testing electrical equipments. In: *Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2008*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1 –5.
- 93 ZENG, R.; NIAN, H.; ZHOU, P. A three-phase programmable voltage sag generator for low voltage ride-through capability test of wind turbines. In: *Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2010 IEEE*. [S.l.: s.n.], 2010. p. 305 –311.
- 94 BOLLEN, M. Characterization of voltage sags experienced by three-phase adjustable-speed drives. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 12, n. 4, 1997.

# ***APÊNDICE A – PLATAFORMA EXPERIMENTAL***

## **A.1 Introdução**

Para verificar se o aerogerador atende os requisitos dos códigos de rede, é necessário executar testes no aerogerador segundo procedimentos específicos. A norma [3] estabelece parâmetros e procedimentos de teste para verificar a resposta de aerogeradores durante afundamentos de tensão entre outros distúrbios. O objetivo desta norma é dar subsídios para a validação de modelos matemáticos dos aerogeradores que serão posteriormente utilizados para simulações de acesso. O dispositivo utilizado para execução de ensaios de resposta a afundamento de tensão, é conhecido como Gerador de Afundamentos de Tensão (GAT). Este dispositivo deve ser capaz de realizar afundamentos equilibrados e não equilibrados e controlar o seu tempo de duração e magnitude. Várias topologias de GAT foram descritos na literatura [88–90], estes apresentam diferentes características de implementação, desempenho, tipos de testes que é capaz de executar e custo.

Neste trabalho, foi escolhida a implementação de um GAT baseado em chaveamento de impedâncias, similar ao apresentado em [89]. Entretanto, a inclusão de um transformador e a utilização de IGBT na configuração anti-série e um circuito de grampeamento de tensão são incluídos neste projeto. Como resultado, é possível reproduzir todos tipos possíveis de afundamentos de tensão, conforme apresentado anteriormente.

Este apêndice está organizado da seguinte forma: Na seçãoA.2 são descritas e comparadas as diferentes topologias de GAT's. Na SeçãoA.3, os principais pontos da norma IEC 61400-21 relativas a resposta de aerogeradores a afundamentos de tensão e validação de modelos matemáticos são comentados e contextualizados com o projeto implementado. Na seçãoA.4 é descrita a metodologia de projeto do GAT proposto. E finalmente na seçãoA.6, são os ensaios e testes do GAT utilizado para a obtenção de resultados experimentais desta tese.

## A.2 Topologias de Geradores de Afundamentos de Tensão

Inúmeras topologias para a implementação de um GAT são descritas na literatura [88–92]. Entretanto, para o propósito de testes de aerogeradores durante afundamentos de tensão três tipos tem maior ênfase na literatura: Chaveamento de impedâncias [89], transformador variável [91] e conversor pleno [88, 93].

### A.2.0.1 GAT com Conversor Pleno

O GAT baseado em conversor pleno pode ser composto por dois conversores bidirecionais na configuração *back-to-back*, como mostrado na Figura 87. O conversor do lado da carga controla a tensão de saída e permite a emulação de qualquer tipo de afundamentos de tensão. O conversor do lado da tende controla o barramento CC e como consequência o fluxo de potência entre o sistema. Alto custo de Hardware, complexidade do sistema de controle e confiabilidade das chaves, devido a limitações nas capacidades de correntes e tensões e o processamento de 1pu da potência do gerador sob teste são alguns dos principais fatores limitantes desta configuração.

Entretanto, é uma solução poderosa em se tratando da possibilidade teórica da produção de qualquer nível de afundamento por tempos controlados e até mesmo variações de frequência. Um GAT de 10 MW, implementado em média tensão para teste em aerogeradores é apresentado em [88]. Em [93] é apresentado um algoritmo de controle para o conversor do lado da carga utilizando a configuração *back-to-back* em GAT's.

Outra vantagem desta configuração é a possibilidade da relação de testes de imunidade a variações de frequência, flicker, harmônicos e sobretensões.

O controle deste conversor deve prever as possíveis interações entre os modos oscilatórios dos filtros de saída, transformadores e modelos de rede do dispositivo sob teste, e evitar que estas interfiram no emulação dos afundamentos de tensão.

### A.2.1 Chaveamento de Impedâncias

O GAT baseado em chaveamento de impedâncias produz uma queda de tensão nos terminais do aerogerador devido ao fluxo de corrente por uma indutância paralela, como mostrado na Figura 88. Como resultado, é possível controlar a magnitude do afundamento de tensão pelo ajuste de  $Z_{sh}$ . A impedância série é incluída para limitar a queda de tensão

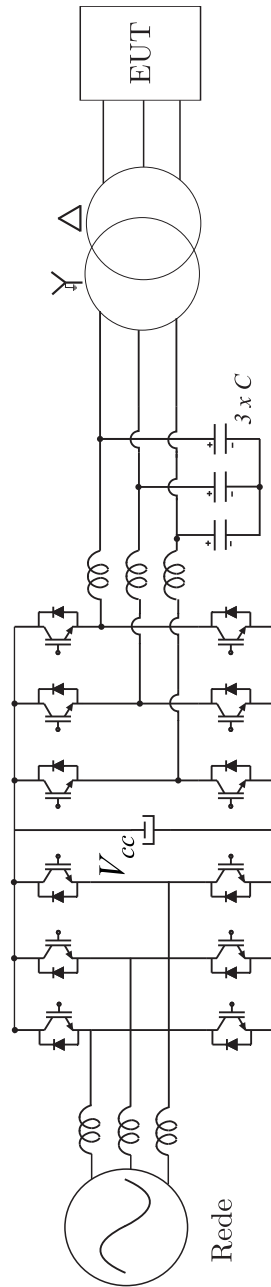


Figura 87: GAT com conversor pleno.

no ponto de conexão do GAT.

As chaves  $S_1$  e  $S_2$  podem ser implementadas de maneiras distintas. Três tipos de chaves são usadas: contatoras acionadas por relés, tiristores em anti-paralelo e IGBT's em série com diodos em anti-paralelo [90]. Contatoras são principalmente empregadas em geradores de alta potência. Contudo, a imprecisão na determinação dos momentos de estabelecimento e saída de condução devido a suas limitações físicas inerentes pode gerar picos de tensão e interrupções curtas indesejáveis para a aplicação. Por outro lado, a utilização de tiristores em anti-paralelo tem vantagens pela sua rápida entrada em condução,

durabilidade, confiabilidade e evita picos de tensão na entrada ou saída de condução. Entretanto, apenas a entrada em condução do tiristor é controlada, ainda assim, o momento exato da entrada em condução depende da passagem por zero da onda de tensão. Da mesma forma, a saída de condução depende da passagem por zero da forma de onda de corrente. Considerando que existe a possibilidade de surgirem componentes contínuas em faltas trifásicas balanceadas, a chave baseada em tiristores em anti-paralelo pode causar problemas no controle do afundamento. Chaves bidirecionais baseados em IGBT's são totalmente controladas e possibilitam controle total sobre o momento de entrada e saída de condução, entretanto apresentam a desvantagem de apresentarem sobretensões na comutação.

É importante salientar que nesta topologia, as impedâncias apenas irão conduzir as correntes durante a execução dos ensaios. Estas correntes podem atingir valores elevados, dependendo da potência de curto circuito no ponto de conexão desejado para o ensaio, entretanto a duração destes ensaios é curta, conforme será discutido em seguida. Logo o projeto térmico das impedâncias é extremamente importante e deve levar em conta o tempo de duração dos ensaios e a corrente durante o ensaio. É importante ressaltar que o GAT baseado em chaveamento de impedâncias não conduz todo o fluxo de potência do aerogerador, esta é uma característica importante quando comparado as outras topologias.

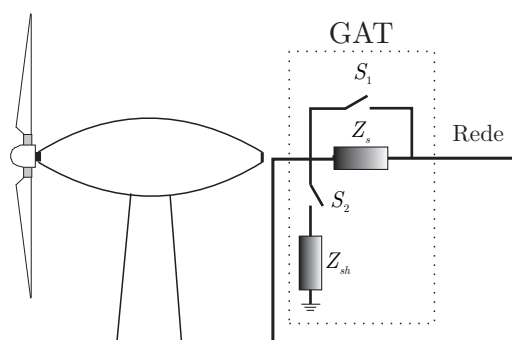


Figura 88: Visão geral do GAT baseado em chaveamento de impedâncias.

## A.2.2 Transformador com Saída Variável

Um transformador, ou autotransformador, com saída variável associado a chaves bidirecionais pode ser usado como GATA [91]. A Figura 89 mostra uma configuração possível em um autotransformador monofásico. As chaves  $S_1$  conectam a carga a tensão nominal durante a operação normal. As chaves  $S_2$  são conectadas ao tap que irá produzir a tensão desejada. Em [91] um GAT baseado em um transformador de 30 kW é implementado usando IGBT's em uma configuração bidirecional. Uma comparação entre o GAT baseado

em transformador e um que utiliza conversor pleno é apresentado em [90]. É demonstrado que, considerando o mesmo nível de potência, que aquele baseado em transformador é preferível quando se compara o custo e a complexidade que o GAT com conversor pleno apresenta.

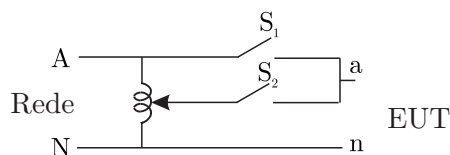


Figura 89: GAT baseado em transformador com taps variáveis.

### A.3 Requisitos da IEC 61400-21 para Testes de Afundamentos de Tensão em Aeroogeradores

A norma IEC- 61400-21 [3] de 2008 trata com as definições e especificações relacionadas a parâmetros de qualidade de energia com aeroogeradores conectados à rede. Basicamente são definidas as características de qualidade que incluem a especificação de aeroogeradores, qualidade de tensão, resposta a afundamentos de tensão e controle de potência (ativa e reativa). No que tange a afundamentos de tensão, a norma descreve os procedimentos de teste para verificar a resposta do aeroogerador e obter dados numéricos para validação de modelos matemáticos para validação em simulações. O modelo obtido será utilizado nos estudos de acesso de um ou um conjunto de aeroogeradores.

A resposta a queda de tensão é obtida pela aplicação de dois testes consecutivos para cada um dos afundamentos de tensão, (VD's-voltage drops), listados na Tabela 8. Durante o teste, as medidas de potência ativa, potência reativa, corrente de saída e tensão terminal devem ser medidos. Estas medidas devem ser obtidas um tempo curto anterior ao início do teste até que todos os transitórios resultantes do término do teste tenham terminado. Os parâmetros de operação do aeroogerador devem também ser registrados.

A Tabela 8 especifica seis afundamentos de tensão, VD1-VD3 são afundamentos equilibrados enquanto que afundamentos VD4-VD6 tem duas fases atingidas e são especificadas pela magnitude da tensão de sequência positiva  $V^+$ . Os afundamentos VD3 e VD6 tem um tempo de duração menor, entretanto apresentam o cenário mais severo em termos de magnitude. Note que afundamentos que atingem o aeroogerador em apenas uma fase não são previstos.

Os afundamentos de tensão devem ser realizados para duas faixas de geração de potên-



Tabela 8: Magnitude, Duração e tolerância para afundamentos de tensão quando o EUT não estiver conectado [3].

Afundamento de tensão	Tensão de Linha	$V^+$	Tempo (s)
VD1 $3\phi$	$0.90 \pm 0.05$ p.u.	0.9p.u.	$0.5 \pm 0.05$
VD2 $3\phi$	$0.50 \pm 0.05$ p.u.	0.5p.u.	$0.5 \pm 0.05$
VD3 $3\phi$	$0.20 \pm 0.05$ p.u.	0.2p.u.	$0.2 \pm 0.05$
VD4 $2\phi$	$0.90 \pm 0.05$ p.u.	0.95p.u.	$0.5 \pm 0.05$
VD5 $2\phi$	$0.50 \pm 0.05$ p.u.	0.75p.u.	$0.5 \pm 0.05$
VD6 $2\phi$	$0.20 \pm 0.05$ p.u.	0.60p.u.	$0.2 \pm 0.05$

cia ativa pelo aerogerador:

- durante a produção de 0.1 a 0.3 da potência nominal;
- durante a produção de 0.9 ou mais da potência nominal;

A próxima seção descreve em detalhes o projeto do GAT proposto.

## A.4 Projeto

Os GAT utilizados para testes em aerogeradores geralmente concebidos para testes na faixa dos MW's. Entretanto, para o caso de demonstrar a metodologia de projeto, será adotada uma potência de 20 kVA como parâmetro. A Figura 90 mostra o diagrama unifilar do GAT proposto. A tensão no lado de média tensão do transformador é de 13.8 kV. A potência de curto circuito do sistema de potência neste ponto é considerado igual a  $S_k = 10MVA$ . A impedância  $Z_s$  é conectada ao lado de baixa tensão do transformador  $T_1$  (0.380 kV). O afundamento de tensão aplicado sobre o EUT surge a partir da queda de tensão sobre a impedância *shunt*. Esta pode ser composta pelas impedâncias  $Z_{sh}$  e o transformador  $\Delta - Y T_2$ . Como mostrado na Figura 90, o transformador  $T_2$  pode ser usado como impedância para os afundamentos equilibrados. Entretanto, este também pode ser usado como transformador conectado diretamente ao aerogerador durante os afundamentos desequilibrados.

Como mostrado em [89], a tensão do lado da rede deve permanecer acima de 95% do seu valor nominal durante o teste. Na Figura 88 as chaves  $S_1$  e  $S_2$  devem ser sincronizadas com a introdução de um tempo morto entre as chaves para evitar curto circuito. O tempo morto irá resultar em sobretensões nas chaves, esta serão evitadas com a introdução de

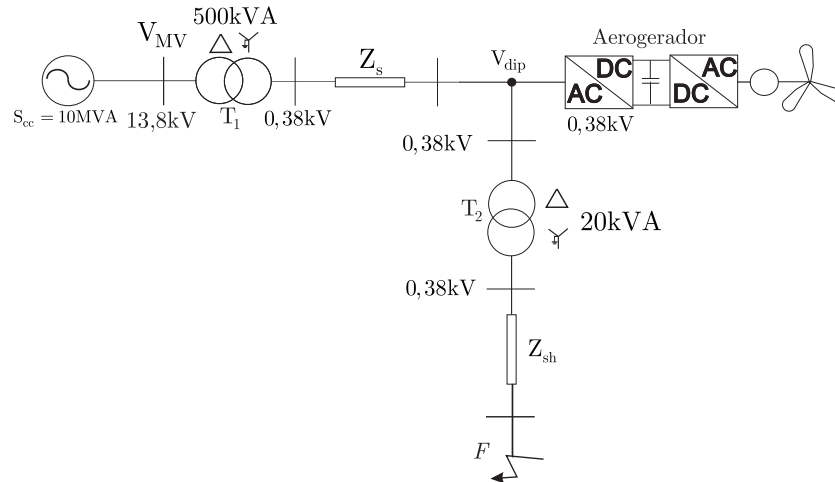


Figura 90: Diagrama unifilar do GAT.

um circuito snubber que contém um varistor para grampear a tensão e evitar que a tensão de ruptura das chaves seja atingida. A chave  $S_1$  aplica um by-pass sobre as impedâncias  $Z_s$  antes e após o teste. A impedância  $Z_s$  é projetada para manter a tensão do lado da rede dentro de limites aceitáveis durante o teste. Por outro lado,  $Z_{sh}$  estabelece a magnitude do afundamento de tensão.

Para que o GAT atenda a condição de afundamento de tensão no lado da rede, a seguinte condição deve ser satisfeita:

$$\begin{aligned} |Z_s + Z_{T_2} + Z_{sh}| &\geq 0.95 \\ |Z_{cc} + Z_{T_1} + Z_s + Z_{T_2} + Z_{sh}| & \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

onde  $Z_{cc}$  é a impedância no lado de média tensão,  $Z_{T_1}$  é a impedância equivalente do transformador e  $Z_{T_2}$  é a impedância equivalente do transformador  $T_2$ .

O transformador  $T_2$  tem uma relação de transformação unitária, através da abertura e fechamento das chaves (3) e (7) é possível utilizá-lo de diferentes formas. Fechando-se o contator (3) e abrindo (7), o transformador  $T_2$  é utilizado como impedância para os afundamentos equilibrados. No caso de abrir (3) e fechar (7), este estará conectado diretamente ao equipamento sob teste e irá propagar o afundamento desequilibrado pela sua conexão  $\Delta - Y$  [94]. A Figura 91 mostra uma visão geral da estrutura do GAT proposto. A função de cada uma das chaves neste projeto é descrita abaixo:

- Chaves (1) e (4) são contadores eletromecânicos. (1) conecta o GAT a rede elétrica e (4) conecta o equipamentos sob teste (EUT). (4) permite a desconexão do EUT para a realização de testes de calibração.
- Chaves (3), (5), (6), (7) and (8) também são contadores eletromecânicos que op-

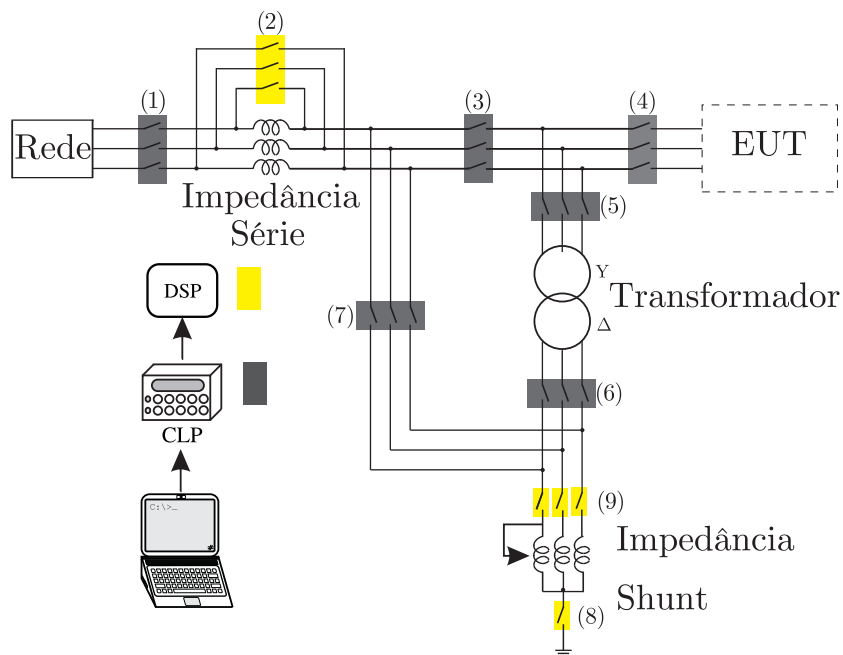


Figura 91: GAT proposto.

eram em vazio e tem a necessidade de configurar o tipo de teste que se deseja. Os contadores (5) e (6) são usados para a inclusão ou retirada do transformador do ensaio. Os contadores (3) e (7) são usados para mudar o fluxo de potência do ensaio e para promover a passagem do afundamento de tensão pelo transformador ou não. O contador (8) é usado quando se deseja incluir o neutro no ensaio.

- Chave (2) é um conjunto de dois IGBT's com diodo anti-paralelo conectados em anti-série por fase. É usado como by-pass da impedância série antes e depois do ensaio.
- Chave (9) também é composta pelas mesma configuração de chaves de (2). A comutação de (2) e (9) é controlada via DSP de modo a promover o afundamento de tensão sob o EUT desejado.

O GAT é controlado por um CLP e um DSP. Através de uma tela *touch screen* é possível selecionar o teste desejado (VD-1 a vd-6). O CLP irá ajustar as conexões configuradas pelo fechamento das contadoras da Figura 97 para o referido ensaio e enviará um sinal de "habilitado" na tela. Abrirá um nova tela na qual será disparado o teste enviando um sinal para o DSP executar a sua rotina interna que definirá qual fase será acionada e o qual o tempo de duração do ensaio. Na chave (2), todas as terão o mesmo status, fechada ou aberta. Entretanto, na chave (9) cada uma das fases é controlada de maneira independente para promover afundamentos desequilibrados.

A figura 92 mostra a configuração das chaves bidirecionais compostas pelos IGBT's das chaves (2) e (9). Para evitar curto-circuitos, um tempo morto de  $2\mu s$  é introduzida na comutação de (2) e (9). Uma vez que se abre um circuito indutivo, altas tensões surgem sobre as chaves. O circuito de snubber é introduzido para grampear esta sobretensão. Como os IGBT's das chaves são comutados pelo mesmo sinal de comando, os diodos  $D_1$  e  $D_2$  proporcionam um caminho alternativo para o capacitor  $C$  aumentando a sua tensão. O capacitor esta em paralelo com o varistor e este grampeará a tensão conforme a sua especificação. O varistor deve ser dimensionado a suportar a corrente do circuito durante o tempo morto.

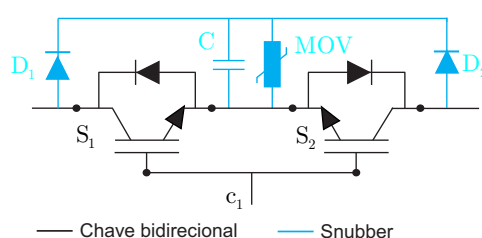


Figura 92: Configuração bidirecional dos IGBT'S e estrutura do snubber.

Pode-se observar na Figura 92 que os emissores dos IGBT's estão conectados no mesmo ponto. A sobretensão em cada uma das chaves é medida do emissor para os coletores. A Figura 93 mostra as tensões sobre as chaves de uma das fases de (9). Neste caso, as sobretensões surgirão no momento de abertura e eliminação da corrente de curto. A tensão sob cada chave é medida do coletor para o emissor comum. Observa-se que a tensão no capacitor sobe quando a chave fecha. A corrente de curto se extingue. A tensão do capacitor é limitada em aproximadamente 750V, tensão na qual o varistor começa a atuar. Observa-se também que a chave, cujo o respectivo diodo  $D_1$  ou  $D_2$  que esta em condução, sobre a maior sobretensão (similar a tensão sobre o capacitor). A outra chave da configuração anti-série, está conduzindo pelo diodo em antiparalelo mantendo a tensão baixa nesta chave.

Na próxima subseção são descritos os procedimentos de projeto das impedâncias série e paralela.

#### A.4.1 Projeto da Impedância Série

A impedância  $Z_s$  deve levar em conta dois critérios de projeto, como descrito em [89] e comentado anteriormente, fazer com que a tensão na rede durante o ensaio não caia mais que 5% é a sua principal função. Entretanto, as dinâmicas introduzidas pelo gerador de afundamentos não devem interagir com o aerogerador. Sendo assim, se recomenda

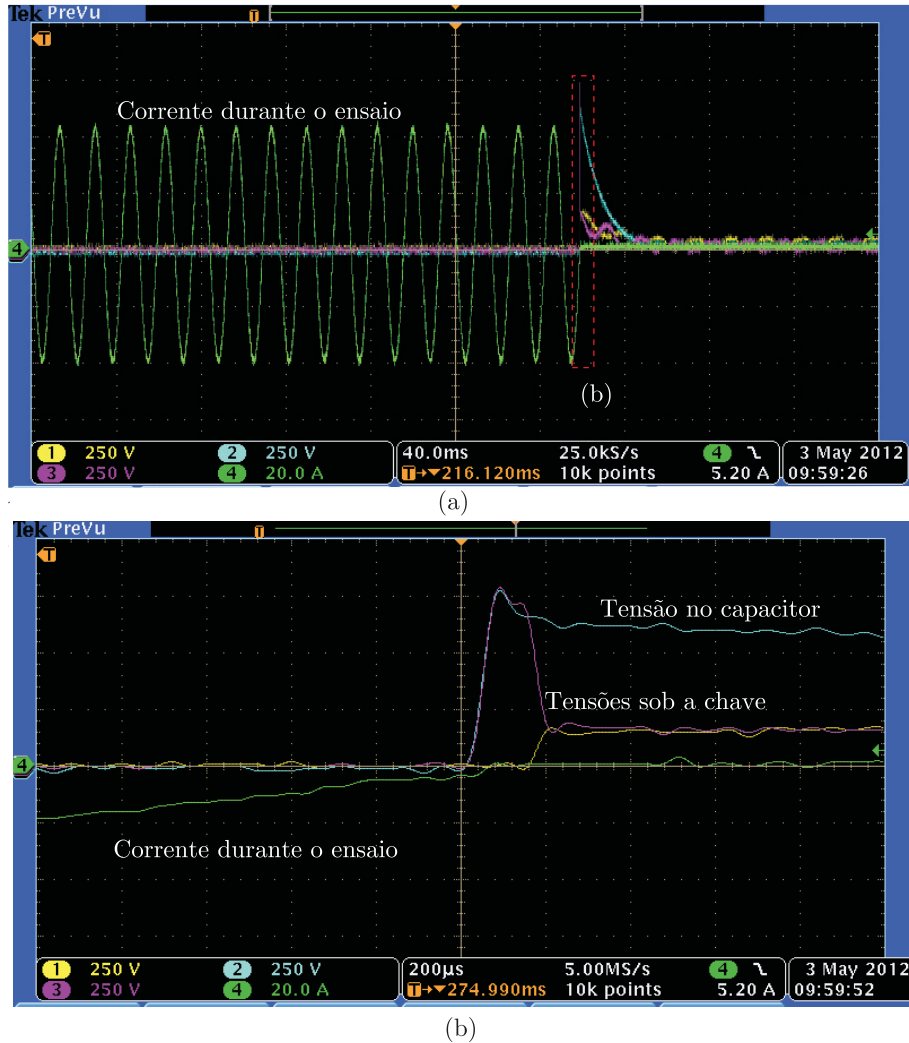


Figura 93: (a) Corrente de ensaio, tensões sob as chaves e tensão no capacitor do snubber e (b) Zoom durante a abertura das chaves.

que a potência de curto-circuito durante o ensaio no ponto de conexão do aerogerador deva ser no mínimo maior que cinco vezes a potência nominal deste. Para projetar a impedância levando em conta a queda de tensão máxima na rede elétrica, é necessário levar em consideração o afundamento de tensão de maior magnitude a ser implementado. Vamos considerar uma afundamento de tensão onde  $V_{dip} = 0$ , se  $Z_s$  atende os requisitos neste caso, é possível implementar todos os testes previstos na Tabela 8.

Uma tensão  $V_{dip} = 0$  é obtida caso  $Z_{sh} = 0$ . Como consequência teremos  $|Z_{T_2} + Z_{sh}| = 0$ . Sendo assim, para projetar o valor de  $Z_s$  deve-se levar em conta o valor da impedância da rede no ponto de conexão do GAT. Como mostrado na Figura 90, neste caso tem-se uma potência de curto circuito de  $S_k = 10MVA$  no lado de média tensão do transformador  $T_1$ . A impedância do transformador  $T_1$  tem uma impedância equivalente de  $Z_{T_1} = 0.002 + j0.08p.u.$ . Usando a notação por unidade, com a tensão  $13.8kV$  como referência, a impedância equivalente pode ser obtida substituindo estes valores em (A.1):

$$\begin{aligned} |Z_s| &\geq 19 |Z_{cc} + Z_{T1}| \\ |Z_s| &\geq 0.098 \Omega p.u. \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

O valor absoluto da impedância  $Z_1$  deve ser maior que  $0.098 \Omega p.u.$  para garantir um afundamento maior que 5% no lado da rede. Com esta impedância, a potência de curto-circuito é de  $S_k = 9.66 p.u.$  o que atende os requisitos.

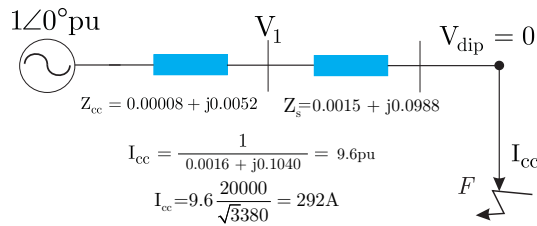


Figura 94: Diagrama de impedância de sequência positiva para afundamentos equilibrados de 1 p.u.

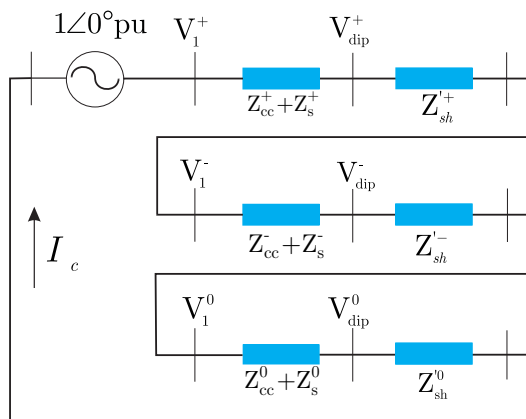


Figura 95: Diagrama de sequência para a conexão Sequence diagram connection for a phase-to-ground fault.

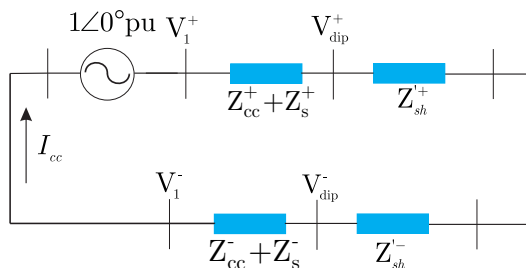


Figura 96: Diagrama de sequência para uma falta fase-fase.

#### A.4.2 Projeto da Impedância Shunt

A impedância paralela ou *shunt*  $Z_{sh}$  é composta por três indutores variáveis por fase. A tabela 9 mostra os valores de  $Z_{sh}$  calculados para afundamentos de tensão equilibrados

da Tabela 8. O projeto é realizado através dos diagramas de sequência positiva e pela regra de divisão de tensão. É importante notar que para afundamentos equilibrados, na topologia proposta, é possível combinar a impedância do transformador com as de  $Z_{sh}$ .

Tabela 9: Valores das impedâncias para afundamentos de tensão equilibrados.

IEC 61400-21 VD	$Z_s$	$Z_{sh}$	$I_{cc}$
VD1 $3\phi - 0.9\text{pu}$	$19  Z_{cc} + Z_{T_1} $	$9  Z_s $	29 A
VD2 $3\phi - 0.5\text{pu}$	$19  Z_{cc} + Z_{T_1} $	$ Z_s $	155 A
VD3 $3\phi - 0.2\text{pu}$	$19  Z_{cc} + Z_{T_1} $	$\frac{ Z_s }{4}$	254 A

O projeto das impedâncias *shunt* para VD4, VD5 e VD6 da Tabela 8 é também baseado na análise dos diagramas de sequências. Neste caso, somente as indutâncias *shunt* são usadas para ajustar a magnitude do afundamento de tensão. Como o transformador  $T_2$  tem uma conexão  $Y - \Delta$ , não é possível utilizá-lo como impedância de ajuste, uma vez que não há caminho para as correntes de sequência zero. Entretanto, ele é utilizado para alterar do tipo e afundamento que será visto pelo EUT.

## A.5 Montagem

A Figura 97 mostra o esquema de ligação das contadoras utilizadas para a seleção da configuração de impedâncias *shunt* desejada no ensaio. Pode-se observar que é possível associar as três impedâncias ou usá-las separadamente conforme a necessidade do ensaio, por exemplo, ao acionar apenas as contadoras  $K11$  e  $K8$ , o curto se dará apenas pela impedância *shunt* de  $500\mu\text{H}$ . O contator  $K8$  pode efetuar o curto sobre as fases bem como levar o curto para o condutor de neutro. No painel do GAT consta um botão para o acionamento externo dessa opção.

O projeto de leiaute, bem como fotos do gabinete podem ser vistos na Figura 98. Pode-se observar que as impedâncias tem um tamanho bem reduzido. Isto foi possível devido a duração do curto circuito ter uma duração bem reduzida.

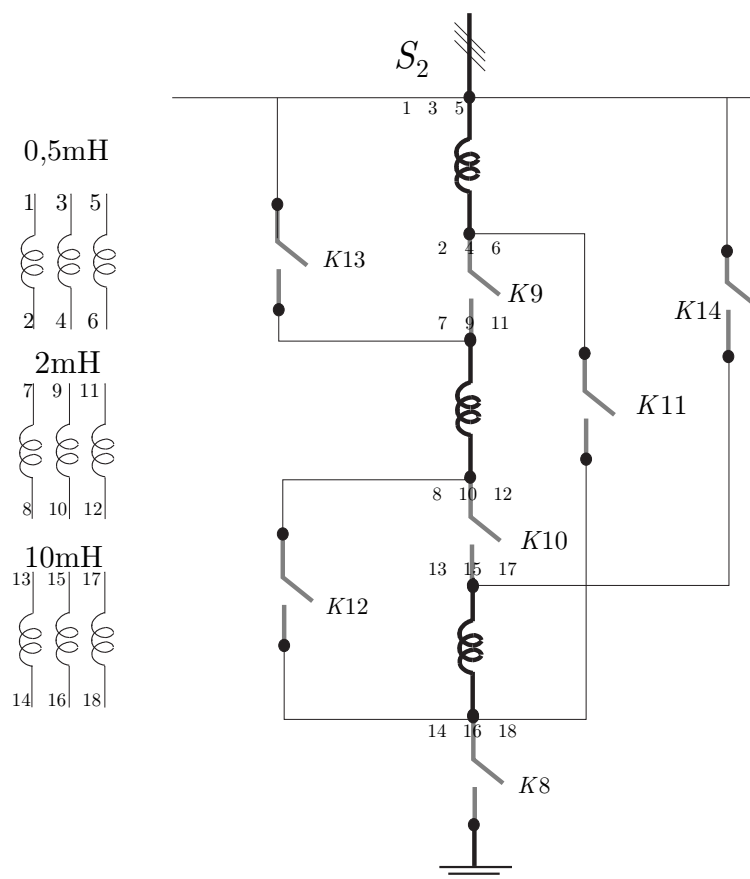


Figura 97: Esquema de ligação das impedâncias *shunt*.

## A.6 Resultados Experimentais

O protótipo de laboratório foi projetado tendo como objetivo testar um aerogerador de 20kVA. O teste VD-3 é o mais severo, em termos de corrente de teste, requisitado pela [3]. Inicialmente, alguns testes em tensão reduzida são realizados para verificar a funcionalidade do equipamento. A Figura 99(a) mostra um afundamento equilibrado de 40% com duração de 500 ms e a Figura 99(b) mostra o mesmo afundamento com um tempo de 200 ms. A Figura 100 mostra um afundamento do tipo A de 45% e a corrente na fase "a" resultante. A tensão de linha de pico durante o ensaio foi de 160 V e a corrente de aproximadamente 78 A de pico. A Tabela 9 mostra uma expectativa de aproximadamente 265 A. Considerando uma relação linear entre a tensão de entrada e a corrente durante o ensaio, encontra-se uma corrente de 259 A de pico. Esse resultado mostra que a consideração de impedância da rede no ponto de conexão está próxima do valor real.



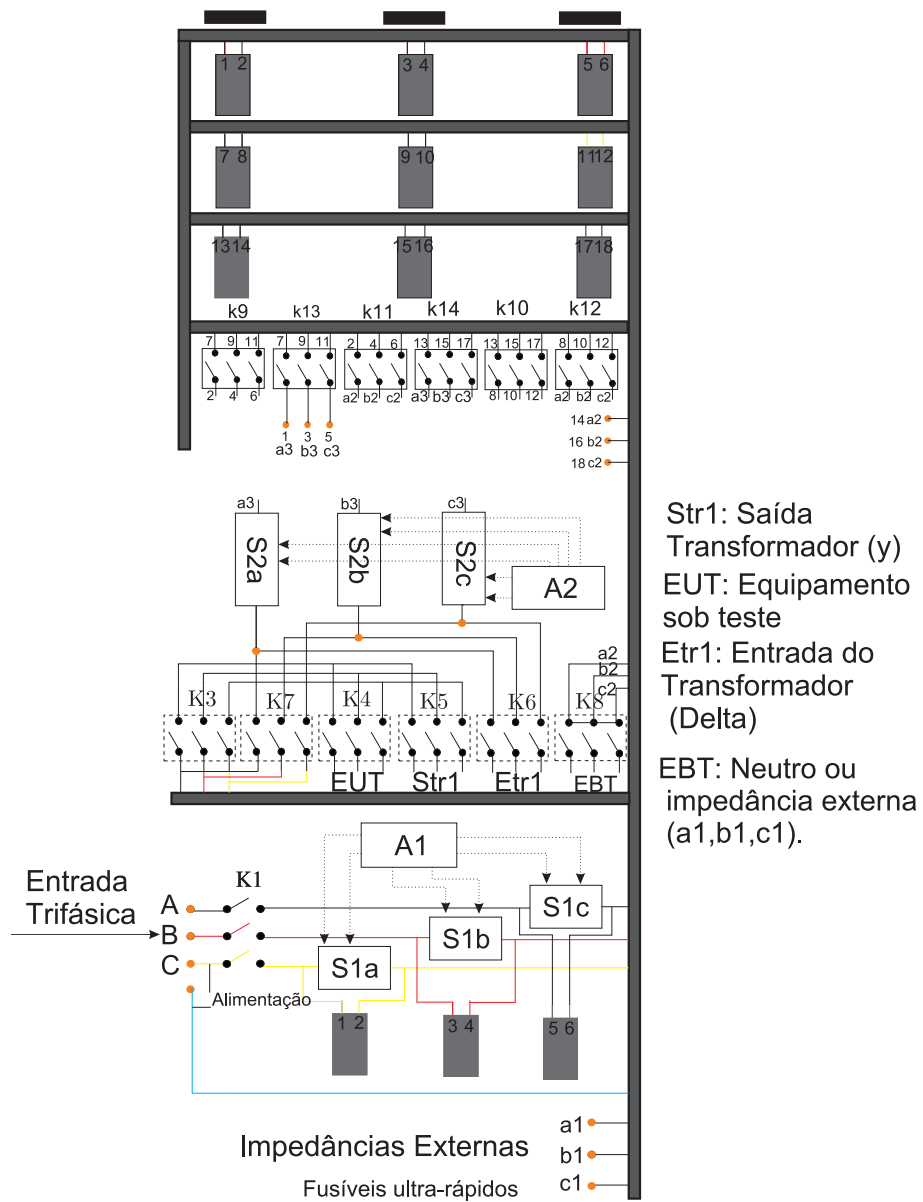
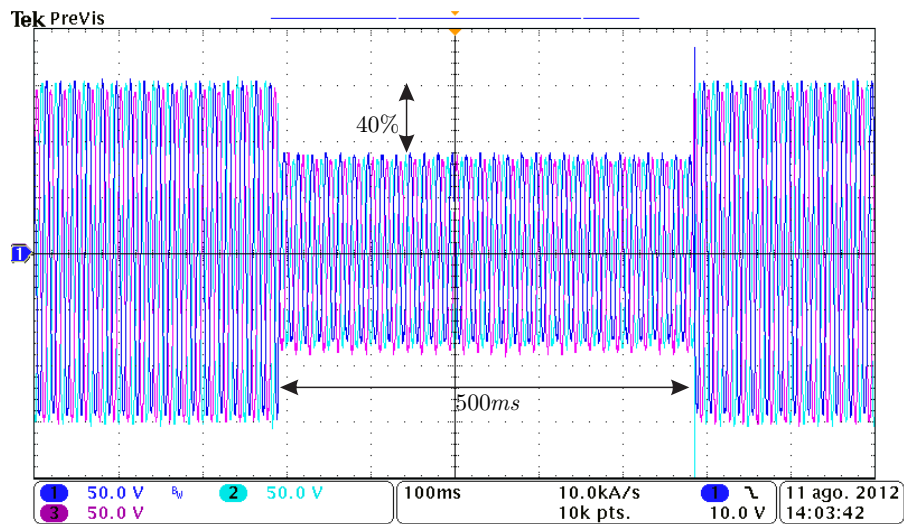
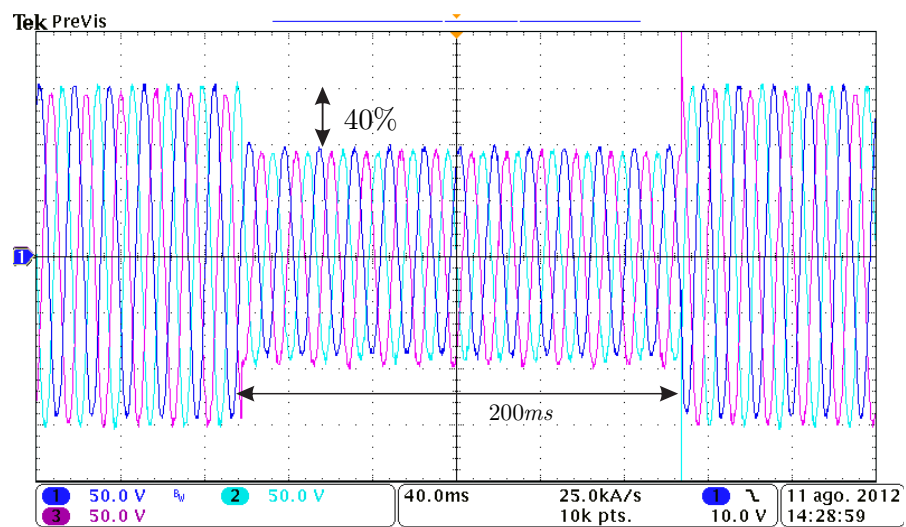


Figura 98: Esquema de ligação das impedâncias *shunt*.



(a)



(b)

Figura 99: (a) Afundamento de tensão do tipo A de 40% e 500 ms, (b) afundamento do tipo A de 40% e 200 ms.

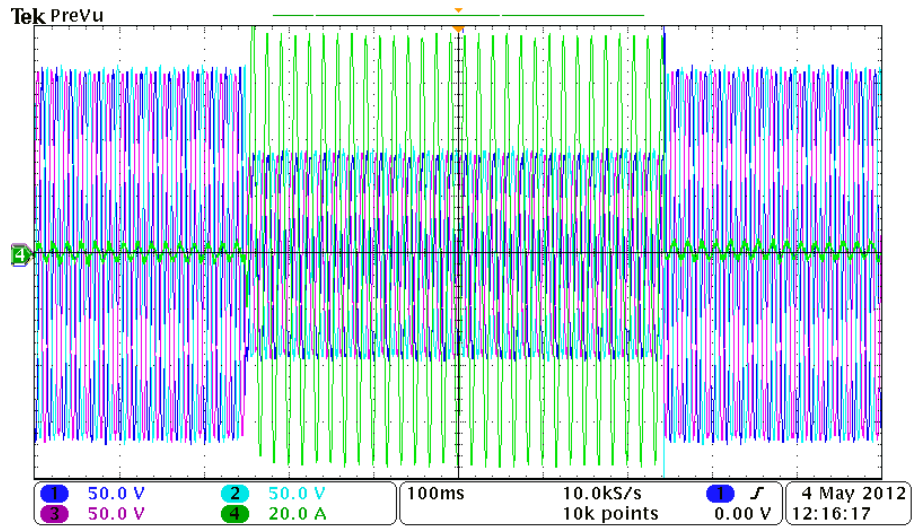


Figura 100: Tensão sobre o EUT e corrente de ensaio na fase "a".

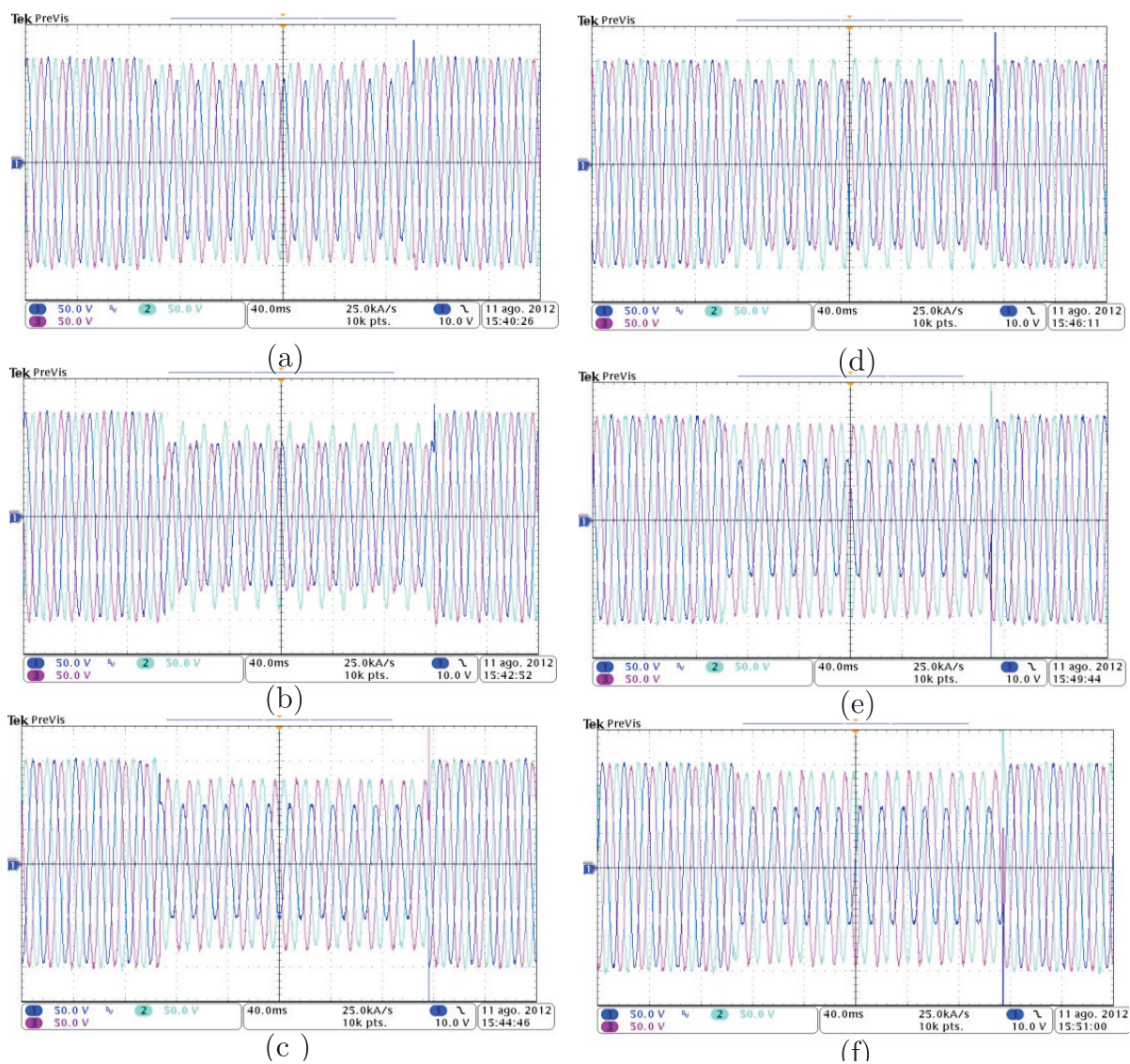


Figura 101: (a) Tensões de linha para um afundamento fase-terra propagado pelo transformador, (b) Tensões de linha para um afundamento fase-fase-terra propagado pelo transformador, (c) Tensões de linha para um afundamento fase-fase-terra, (d) Tensões de linha para um afundamento fase terra, (e) Tensões de linha para um afundamento fase-fase e (f) Tensões de linha para um afundamento fase-fase propagado pelo transformador,