

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

**APLICAÇÃO DE LIMITADORES DE CORRENTES DE
CURTO-CIRCUITO PIROTÉCNICOS EM SISTEMAS
ELÉTRICOS INDUSTRIAIS**

THIAGO CARVALHO DIAS

Abril de 2016
Itajubá-MG

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

THIAGO CARVALHO DIAS

**APLICAÇÃO DE LIMITADORES DE CORRENTES DE CURTO-
CIRCUITO PIROTÉCNICOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS
INDUSTRIAIS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Sistemas Elétricos de Potência

Orientador: Prof. Ph.D. Benedito Donizeti Bonatto
Co-Orientador: Prof. Dr. José Maria de Carvalho Filho

Abril de 2016
Itajubá-MG



Ministério da Educação
UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
Criada pela Lei nº 10.435, de 24 de abril de 2002

ANEXO I
FOLHA DE JULGAMENTO DA BANCA EXAMINADORA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Título da Dissertação: **“Aplicação de Limitadores de Correntes de Curto-Circuito
Pirotécnicos em Sistemas Elétricos Industriais”**

Autor: **Thiago Carvalho Dias**

JULGAMENTO

Examinadores	Nota Individual (0 a 10)	Rubrica
1º	10	
2º	10	
3º	10	
4º	10	
Nota Final da Banca**:	10	

Observações:

- (1) O Trabalho será considerado **Aprovado** se a média das **notas** atribuídas pela Banca for **maior ou igual a 7 (sete)**.
- (2) O Trabalho será considerado **Reprovado** se a média das **notas** atribuídas pela Banca for menor que **6 (seis)**, neste caso o aluno será desligado do programa.
- (3) O Trabalho será considerado **Insuficiente** se a média das **notas** atribuídas pela Banca for **igual ou superior a 6 (seis) e abaixo de 7 (sete)**. Neste caso consultar o **artigo 27º da Norma dos Cursos de Mestrado Acadêmico da UNIFEI**.
- (4)** Quando a banca ocorrer por **vídeo ou web conferência**, a **Nota Final** deve ser a média simples das notas atribuídas por **todos os examinadores**, inclusive do **examinador** que participa de **forma remota**.
Este documento terá a validade de 60 (sessenta) dias a contar da data da defesa da Dissertação

Observações: _____

Itajubá, 29 de abril de 2016.

Prof. Dr. Luís Henrique Lopes Lima
1º Examinador – UFJF

Prof. Dr. Paulo Márcio da Silveira
2º Examinador – UNIFEI

Prof. Dr. José Maria de Carvalho Filho
3º Examinador (Coorientador) – UNIFEI

Prof. Ph.D. Benedito Donizeti Bonatto
4º Examinador (Orientador) - UNIFEI

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, José Antônio e Maria de Fátima, pelo apoio incondicional em todos os momentos da minha vida.

A minha irmã, Laís, e toda minha família pelos momentos de descontração que ajudaram a tornar esta caminhada um pouco mais fácil.

A minha namorada, Marina, pelas palavras de incentivo e carinho nos momentos mais árduos.

Aos professores Ph.D. Benedito Donizeti Bonatto e Dr. José Maria de Carvalho Filho, pela pronta orientação e apoio e por acreditarem em meu trabalho.

Aos professores do CERIn pelos inúmeros ensinamentos pessoais e profissionais, pelas oportunidades e por terem me recebido durante este período.

Aos meus colegas de trabalho pelas contínuas discussões que alimentam a vontade de sempre aprender algo mais desta ciência incrível que é a Engenharia Elétrica.

A CAPES, CNPq e FAPEMIG pelo suporte.

Por fim, a todos que direta ou indiretamente fizeram parte desta caminhada que me trouxe até este momento.

RESUMO

Este trabalho tem como objetivo apresentar e discutir os principais conceitos relativos a aplicação de Limitadores de Corrente de Curto-Circuito (LCC) em sistemas elétricos industriais. Para isto, será apresentada toda a base teórica, partindo das características das correntes de curto-circuito, introduzindo o método proposto pela IEC para cálculo de correntes de curto-circuito e as metodologias para análise de superação de disjuntores, fusíveis, conjuntos de manobra e controle de potência e saturação de transformadores de corrente (TC). Será contextualizado o problema do aumento contínuo das correntes de curto-circuito nos sistemas elétricos de potência em geral e exposta a necessidade da aplicação de LCCs. As principais soluções e modelos de dispositivos encontrados no mercado hoje são apresentados em seguida.

Como o foco desta dissertação é a aplicação de LCCs em sistemas industriais, os dispositivos com maior aplicação neste segmento foram pesquisados em mais detalhes. A partir desta pesquisa, foi desenvolvido um modelo de LCC pirotécnico para uso em programas de cálculo de transitórios eletromagnéticos, com implementações nos programas computacionais *Simulink* e ATP (*Alternative Transients Program*).

A fim de consolidar todo o conteúdo apresentado e ilustrar a aplicação de um LCC será desenvolvido um estudo de caso real de uma plataforma de extração de petróleo em águas profundas. O sistema será modelado utilizando os programas computacionais PTW (*PowerTools for Windows*) e ATP, para análise de superação de equipamentos e verificação do comportamento e desempenho do LCC em regime transitório, respectivamente.

Palavras-chave – Limitadores de Corrente de Curto-Circuito. Superação de Equipamentos. Dispositivo Pirotécnico. Modelagem Digital. Simulação Computacional.

ABSTRACT

The objective of this work is to present and discuss the main concepts related to the application of Fault Current Limiters (FCL) in industrial power systems. The theoretic basis will be presented starting from the characteristics of the short circuit (SC) current, introducing the IEC's SC current calculation method, the methodology for circuit breaker, fuse and switchgear evaluation and current transformer (CT) saturation. The context of the problem of continuous increase of the SC currents in electric power systems in general and the necessity of the application of FLCs will be discussed. Finally, the main solutions and FCL devices found in the market nowadays are shown.

The focus of this research are the commonly found FCL devices in the industry sector. It was developed a pyrotechnic FCL model for electromagnetic transients calculation, with implementations in the softwares Simulink and ATP (Alternative Transients Program) discussed in details.

To consolidate the informations presented and illustrate the application of a FCL, a real case study of an offshore oil platform will be developed. The system will be modelled using the software PTW (PowerTools for Windows) for equipment evaluation, and ATP for validation and analysis of the FCL performance during transients.

Keyword – Fault Current Limiters. Equipment Evaluation. Pyrotechnic Device. Digital Modeling. Computational Simulation.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	I
RESUMO	II
ABSTRACT	III
SUMÁRIO	IV
LISTA DE FIGURAS	VI
LISTA DE TABELAS	IX
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	XI
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO E RELEVÂNCIA DO TEMA	1
1.2. OBJETIVOS E CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO	2
1.3. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	3
2. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE EQUIPAMENTOS EM SISTEMAS INDUSTRIAIS	5
2.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS	5
2.2. CÁLCULO DA CORRENTE DE CURTO-CIRCUITO	5
2.3. METODOLOGIA IEC PARA CÁLCULO DE CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO	9
2.4. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE DISPOSITIVOS DE PROTEÇÃO	15
2.4.1. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE DISJUNTORES DE MÉDIA TENSÃO	15
2.4.2. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE DISJUNTORES DE BAIXA TENSÃO	20
2.4.3. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE FUSÍVEIS	22
2.5. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE CMCPS	26
2.6. ANÁLISE DE SATURAÇÃO DE TRANSFORMADORES DE CORRENTE	28
2.7. CONSIDERAÇÕES FINAIS	35
3. APLICAÇÃO DE LIMITADORES DE CURTO-CIRCUITO EM SISTEMAS INDUSTRIAIS	36
3.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS	36
3.2. PRINCIPAIS APLICAÇÕES DE LIMITADORES DE CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO	36
3.3. PRINCIPAIS MODELOS DE DISPOSITIVOS LCC	40
3.3.1. SUPERCONDUTORES	40
3.3.2. ELETRÔNICA DE POTÊNCIA	41
3.3.3. DISPOSITIVOS PIROTÉCNICOS	42
3.3.4. REATORES	46
3.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS	51
4. MODELO DE LIMITADORES DE CURTO-CIRCUITO PIROTÉCNICOS PARA PROGRAMAS DE CÁLCULO DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS	53
4.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS	53
4.2. MODELO DE UM LIMITADOR DE CURTO-CIRCUITO PIROTÉCNICO PARA CÁLCULO DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS	54
4.3. IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO PROPOSTO	59
4.3.1. IMPLEMENTAÇÃO NO SIMULINK	59
4.3.2. IMPLEMENTAÇÃO NO ATP	67
4.4. METODOLOGIA PARA CÁLCULO DOS AJUSTES DE DISPARO DO LCC	73
4.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS	80

5. ESTUDO DE CASO – PTW.....	81
5.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	81
5.2. APRESENTAÇÃO DO PROGRAMA PTW	81
5.3. DESCRIÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO.....	83
5.3.1. SUBSISTEMA DE 13,8 kV.....	83
5.3.2. SUBSISTEMA DE 4,16 kV.....	86
5.3.3. SUBSISTEMA DE 480 V.....	88
5.4. MODELAGEM DO SISTEMA.....	91
5.4.1. GERADORES.....	91
5.4.2. TRANSFORMADORES.....	92
5.4.3. MOTORES	95
5.4.4. CABOS.....	97
5.4.5. REATORES.....	100
5.5. ESTUDO DE CURTO-CIRCUITO E ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE EQUIPAMENTOS	101
5.5.1. CENÁRIO 1.....	102
5.5.2. CENÁRIO 2.....	104
5.5.3. CENÁRIO 3.....	106
5.5.4. CENÁRIO 4.....	108
5.5.5. CENÁRIO 5.....	109
5.5.6. ANÁLISE DOS RESULTADOS	109
5.6. ANÁLISE DE SATURAÇÃO DE TC'S E IMPACTOS NA PROTEÇÃO DE SOBRECORRENTE ...	111
5.7. CONSIDERAÇÕES FINAIS	118
6. ESTUDO DE CASO – ATP.....	119
6.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	119
6.2. MODELAGEM DO SISTEMA NO ATP.....	119
6.2.1. GERADORES.....	119
6.2.2. TRANSFORMADORES.....	120
6.2.3. MOTORES	123
6.2.4. CABOS E REATORES	127
6.2.5. LCC PIROTÉCNICO.....	131
6.3. COMPARAÇÃO DE RESULTADOS – PTW X ATP	132
6.4. VERIFICAÇÃO DO DESEMPENHO DO LIMITADOR DE CURTO-CIRCUITO	136
6.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS	143
7. CONCLUSÕES.....	145
7.1. CONCLUSÕES E CONTRIBUIÇÕES	145
7.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	146
7.3. PUBLICAÇÕES	147
REFERÊNCIAS	149
APÊNDICE 1 - DESENVOLVIMENTO DA EQUAÇÃO DA CORRENTE DE CURTO-CIRCUITO.....	153
ANEXO A – DIAGRAMA UNIFILAR GERAL.....	155
ANEXO B – DIAGRAMA UNIFILAR MODELADO NO PTW	157
ANEXO C – DIAGRAMA UNIFILAR MODELADO NO ATP.....	159
ANEXO D – DADOS DO IS-LIMITER	161

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Circuito base para cálculo.	6
Figura 2.2 – Componentes da Corrente de Curto-Circuito para $X/R = 15$	7
Figura 2.3 – Variação da Componente CC para Diferentes Relações X/R	8
Figura 2.4 – Variação da Componente CC com o Ângulo da Tensão (ϕ) para X/R igual a 15.	8
Figura 2.5 – a) Contribuição Típica de um Motor de Indução. b) Contribuição Típica de um Motor Síncrono. Adaptado de [14].	11
Figura 2.6 – Contribuição de um Gerador Síncrono.	11
Figura 2.7 – Sistema Exemplo IEC 60909. Fonte: [12].	13
Figura 2.8 – Exemplo de Dados de Catálogo de um Disjuntor de Média Tensão Testado pela IEC. Fonte: [18].	18
Figura 2.9 – Superação de um Disjuntor por TRT. Adaptado de [19].	19
Figura 2.10 – Dimensionamento Adequado de um Disjuntor por TRT. Adaptado de [19]. .	19
Figura 2.11 – Exemplo de Dados de Catálogo de um Disjuntor de Baixa Tensão Testado pela IEC. Fonte: [22].	22
Figura 2.12 – Atuação de um fusível de expulsão. Adaptado de [23].	24
Figura 2.13 – Atuação de um fusível limitador. Adaptado de [23].	25
Figura 2.14 – Exemplo de Dados de Catálogo de um Fusível de Média Tensão. Fonte: [24].	26
Figura 2.15 – Compartimentação típica de um CMCP de Média Tensão. Fonte: [25].	27
Figura 2.16 – Exemplo de uma FD relativa a um CMCP de Média Tensão	28
Figura 2.17 – Circuito Magnético de um TC. Retirado de [26].	29
Figura 2.18 – Circuito Equivalente de um TC. Retirado de [26].	31
Figura 2.19 – Curvas de Excitação Típicas de TCs da classe B [26].	32
Figura 2.20 – Saturação CA de um TC, grandezas RMS e instantâneas. Valores ideais em azul e reais em preto. Corrente secundária (A) por tempo (s).	33
Figura 2.21 – Saturação CC de um TC, grandezas RMS e instantâneas. Valores ideais em azul e reais em preto. Corrente secundária (A) por tempo (s).	34
Figura 3.1 – LCC Aplicado na Interconexão entre Barramentos. Adaptado de [30].	38
Figura 3.2 – LCC Aplicado nas Entradas dos Barramentos. Adaptado de [30].	39
Figura 3.3 – LCC Aplicado nas Saídas dos Barramentos. Adaptado de [30].	39
Figura 3.4 – Esquemático de um TCSC. Fonte: [4].	42
Figura 3.5 – Diagrama de Limitação de Corrente de Curto-Circuito. Fabricante Bussmann [33].	43
Figura 3.6 – Diagrama de Limitação da Corrente de Curto-Circuito. Fabricante SIBA [34].	44
Figura 3.7 – Impacto da Reta de Referência no Diagrama de Limitação.	44
Figura 3.8 – Construção do Is-Limiter [35].	45
Figura 3.9 – Construção do CLiP [36].	45
Figura 3.10 - Funcionamento de um Dispositivo Pirotécnico [4].	47
Figura 3.11 – Corrente de curto-circuito do caso exemplo. Em verde, sistema inicial; em vermelho, reator instalado.	48
Figura 3.12 – Aplicação de um Reator Duplex. Adaptado de [38].	50
Figura 3.13 – Solução Híbrida de Reator com Dispositivo Pirotécnico. Fonte: [35].	51
Figura 3.14 – Classificação de LCCs [30].	52
Figura 4.1 – Modelo de um Fusível Limitador.	54
Figura 4.2 – Comportamento da Resistência de Arco. Adaptado de [49].	56
Figura 4.3 – Exemplo de uma Janela de Disparo de um LCC Pirotécnico.	58

Figura 4.4 – Modelo Completo do LCC Pirotécnico	58
Figura 4.5 – Fluxograma de Controle das Chaves do Modelo.	59
Figura 4.6 – Implementação no Simulink: Circuito de Potência.	60
Figura 4.7 – Implementação no Simulink: Controle das Chaves.....	62
Figura 4.8 – Implementação no Simulink: Resistência Não Linear.....	62
Figura 4.9 – Sistema Utilizado para Teste do Modelo.	63
Figura 4.10 – Falta em $t = 50\text{ms}$, sem LCC.	64
Figura 4.11 – Falta em $t = 50\text{ms}$, com LCC.	64
Figura 4.12 – Formas de onda apresentadas em [2] à esquerda e em [48] à direita;	65
Figura 4.13 – Resultados obtidos pelo modelo proposto em detalhes.	65
Figura 4.14 – Falta em $t = 43\text{ms}$, com LCC.	66
Figura 4.15 – Falta em $t = 45,83\text{ms}$, com LCC.....	66
Figura 4.16 – Variação da Resistência durante Operação do LCC.....	67
Figura 4.17 – Implementação no ATP: Circuito de Potência.	68
Figura 4.18 – Implementação no ATP: Controle das Chaves.....	69
Figura 4.19 – Implementação no ATP: Resistência Não Linear.....	70
Figura 4.20 – Sistema Teste no ATP.....	70
Figura 4.21 – Falta em $t = 50\text{ms}$. Tensão em verde; corrente em vermelho.	71
Figura 4.22 – Falta em $t = 43\text{ms}$. Tensão em verde; corrente em vermelho.	71
Figura 4.23 – Falta em $t = 45,83\text{ms}$. Tensão em verde; corrente em vermelho.....	72
Figura 4.24 – Comparação dos Resultados.....	72
Figura 4.25 – Sistema Exemplo para Cálculo dos Ajustes.....	74
Figura 4.26 – Gráficos de Corrente e Taxa de Variação da Corrente para ajuste do LCC. ..	78
Figura 5.1 – Tela Principal do PTW.....	82
Figura 5.2 – PN-5143001 Barra A.	84
Figura 5.3 – PN-5143001 Barra B.	84
Figura 5.4 – Unifilar Simplificado do PN-5143002.....	86
Figura 5.5 – Unifilar Simplificado do Subsistema de 480V.....	89
Figura 5.6 – PTW: Modelo do Gerador.....	91
Figura 5.7 – PTW: Modelo do Transformador de Dois Enrolamentos	92
Figura 5.8 – PTW: Modelo do Transformador de Três Enrolamentos.	93
Figura 5.9 – PTW: Modelo do Motor de Indução.....	95
Figura 5.10 – PTW: Modelo dos Cabos.	97
Figura 5.11 – PTW: Modelo dos Reatores.	100
Figura 5.12 – Planilha para Análise de Saturação de TCs.....	111
Figura 5.13 – Análise de Saturação: Entrada do PN-5143001.	114
Figura 5.14 – Análise de Saturação: Alimentador de Motor do PN-5143001.....	114
Figura 5.15 – Análise de Saturação: Alimentador de Transformador do PN-5143001.	115
Figura 5.16 – Análise de Saturação: Interligação do PN-5143002.....	115
Figura 5.17 – Análise de Saturação: Alimentador de CMCP do PN-5143002.....	116
Figura 5.18 – Análise de Saturação: Interligação do PN-5143006.....	116
Figura 5.19 – Análise de Saturação: Alimentador de CCM do PN-5143003.....	117
Figura 5.20 – Análise de Saturação: Alimentador de Carga Estática de Maior Potência do PN-5143006.	117
Figura 5.21 – Análise de Saturação: Alimentador de Carga Estática de Menor Potência do PN-5143006.	118
Figura 6.1 – Correntes de Falta dos Geradores. Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul.....	120
Figura 6.2 – Caixa de Diálogo do “Fit & View” do modelo do Motor de Indução.....	124
Figura 6.3 – Correntes de Falta do Motor de Indução M-UC-1231001A. Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul.	126

Figura 6.4 – Corrente da Fase A para Falta nos Terminais dos Cabos de um dos Geradores. (Em Verde, Parâmetros Distribuídos; Em Vermelho, Parâmetros Concentrados).....	130
Figura 6.5 – Corrente da Fase A para Falta nos Terminais do Transformador TF-5143001A. (Em Verde, Parâmetros Distribuídos; Em Vermelho, Parâmetros Concentrados.).....	130
Figura 6.6 – Validação do Modelo do Fusível.....	131
Figura 6.7 – Correntes de Falta no PN-5143001 com LCC Desabilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).....	136
Figura 6.8 – Correntes de Falta no PN-5143001 com LCC Habilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).....	137
Figura 6.9 – Correntes pelo Disjuntor de Interligação. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).....	138
Figura 6.10 – Tensões Fase-Terra na Barra Sã. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).	138
Figura 6.11 – Tensões Fase-Fase na Barra Sã. (V_{AB} : Vermelho; V_{BC} : Verde; V_{CA} : Azul)..	139
Figura 6.12 – Correntes de Falta no PN-5143002 com LCC Habilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).....	139
Figura 6.13 – Correntes pelo LCC para uma falta no PN-5143002. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).....	140
Figura 6.14 – Correntes de Falta no PN-5143006 com LCC Habilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).....	140
Figura 6.15 – Correntes pelo LCC para uma falta no PN-5143006. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).....	141
Figura 6.16 – Correntes pelo LCC para uma falta no PN-5143001, contribuição de apenas um gerador. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).	142
Figura 6.17 – Corrente da fase A em Detalhe.....	142
Figura 6.18 – Correntes pelo LCC Devido a Partida do Maior Motor, com todos os demais motores em operação. Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul.	143
Figura 7.1 – Fenômeno do “Zero Atrasado” da Corrente.....	147
Figura A.1 – Circuito base para cálculo.	153

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Relações X/R Padronizadas para Testes de Disjuntores de Baixa Tensão [13].	21
Tabela 2.2 – Comparação entre Fusíveis de Expulsão e Limitadores. Adaptado de [23].	25
Tabela 4.1 – Parâmetros do Modelo.....	61
Tabela 4.2 – Parâmetros do Sistema Exemplo. Tensão Base = 7967V.....	63
Tabela 4.3 – Faixas de Taxa de Variação de Corrente para Ajuste do LCC.	79
Tabela 4.4 – Ajustes para o LCC do Caso Exemplo.	79
Tabela 5.1 – Especificação dos Disjuntores e CMCP do Subsistema de 13,8kV.....	86
Tabela 5.2 – Especificação dos TCs do Subsistema de 13,8kV.	86
Tabela 5.3 – Especificação dos Disjuntores, Fusíveis e CMCP do Subsistema de 4,16kV. .	88
Tabela 5.4 – Especificação dos TCs do Subsistema de 4,16kV.	88
Tabela 5.5 – Especificação dos Disjuntores e CMCPs do Subsistema de 480V.	90
Tabela 5.6 – Especificação dos TCs do Subsistema de 480V.	90
Tabela 5.7 – Dados dos Geradores.....	91
Tabela 5.8 – Dados dos Transformadores de Dois Enrolamentos.	93
Tabela 5.9 – Dados dos Transformadores de Três Enrolamentos.....	94
Tabela 5.10 – Dados dos Motores de Indução do Subsistema de 13,8kV.....	95
Tabela 5.11 – Dados dos Motores de Indução do Subsistema de 4,16kV.....	96
Tabela 5.12 – Dados dos Motores de Indução do Subsistema de 480V.	96
Tabela 5.13 – Dados dos Motores de Indução dos Equivalentes do Subsistema de 480V. ..	96
Tabela 5.14 – Dados dos Motores de Indução Equivalentes do Subsistema de 480V do Casco.....	97
Tabela 5.15 – Dados dos Cabos do Subsistema de 13,8kV.....	98
Tabela 5.16 – Dados dos Cabos do Subsistema de 4,16kV.....	98
Tabela 5.17 – Dados dos Cabos do Subsistema de 480V.....	99
Tabela 5.18 – Dados dos Reatores Limitadores.....	101
Tabela 5.19 – Sumário dos Cenários Simulados.....	101
Tabela 5.20 – Cenário 1: Análise de Superação dos CMCPs.	103
Tabela 5.21 – Seleção dos Dispositivos de Proteção para Análise.	103
Tabela 5.22 – Cenário 1: Análise de Superação de Disjuntores e Fusíveis.....	104
Tabela 5.23 – Cenário 2: Análise de Superação dos CMCPs.	105
Tabela 5.24 – Cenário 2: Análise de Superação dos Disjuntores e Fusíveis.	105
Tabela 5.25 – Cenário 3: Análise de Superação dos CMCPs.	106
Tabela 5.26 – Cenário 3: Análise de Superação dos Disjuntores do PN-5143001.....	107
Tabela 5.27 – Cenário 3 (Sobrecarga): Análise de Superação do CMCP.	107
Tabela 5.28 – Cenário 3 (Sobrecarga): Análise de Superação dos Disjuntores.	108
Tabela 5.29 – Cenário 4: Análise de Superação do PN-5143001.....	108
Tabela 5.30 – Cenário 4: Análise de Superação dos Disjuntores do PN-5143001.....	108
Tabela 5.31 – Cenário 5: Análise de Superação do PN-5143001.....	109
Tabela 5.32 – Cenário 5: Análise de Superação dos Disjuntores do PN-5143001.....	109
Tabela 5.33 – Sumário de Resultados.	110
Tabela 5.34 – Dados para Análise de Saturação dos TCs.	113
Tabela 6.1 – Parâmetros dos Geradores.	119
Tabela 6.2 – Comparação dos Resultados para o Modelo do Gerador	120
Tabela 6.3 – Comparação dos Resultados para o Modelo dos Transformadores de Dois Enrolamentos.....	121
Tabela 6.4 – Parâmetros dos Transformadores.....	123

Tabela 6.5 – Comparação dos Resultados para o Modelo dos Transformadores de Três Enrolamentos.....	123
Tabela 6.6 – Parâmetros dos Motores de Indução de 13,8kV.	124
Tabela 6.7 – Parâmetros dos Motores Equivalentes dos Subsistemas de 4,16kV e 480V..	125
Tabela 6.8 – Comparação dos Resultados para o Modelos dos Motores do Subsistema de 13,8kV.....	126
Tabela 6.9 – Comparação dos Resultados para o Modelos dos Motores Equivalentes dos Subsistemas de 4,16kV e 480V.....	127
Tabela 6.10 – Parâmetros dos Cabos do Subsistema de 13,8kV.	129
Tabela 6.11 – Parâmetros dos Cabos dos Motores Equivalentes dos Subsistemas de 4,16kV e 480V.....	129
Tabela 6.12 – Parâmetros dos Reatores.....	131
Tabela 6.13 – Parâmetros do Fusível.	131
Tabela 6.14 – Ajustes do Disparo do LCC.....	132
Tabela 6.15 – Especificação dos Disjuntores e CMCP do Subsistema de 13,8kV.....	132
Tabela 6.16 – Comparação de Resultados – PN-5143001	133
Tabela 6.17 – Comparação de Resultados – PN-5143002	133
Tabela 6.18 – Comparação de Resultados – PN-5143003	133
Tabela 6.19 – Comparação de Resultados – PN-5143004	133
Tabela 6.20 – Comparação de Resultados – PN-5143005	134
Tabela 6.21 – Comparação de Resultados – PN-5143006	134
Tabela 6.22 – Comparação de Resultados – PN-5143007	134
Tabela 6.23 – Comparação de Resultados – PN-5143008	134
Tabela D.1 – Dados do Is-Limiter Instalado.....	161
Tabela D.2 – Sumário de Custos Relativos ao Is-Limiter.....	161

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A	ampére (unidade para corrente elétrica)
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
a_m	Distância efetiva entre os condutores principais adjacentes de um barramento trifásico, em metros
ANSI	<i>American National Standards Institute</i>
ATP	<i>Alternative Transients Program</i>
BPA	Bonneville Power Administration
C	Capacitância, em Farads (F)
CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
CCM	Centro de Controle de Motores
CDC	Centro de Distribuição de Cargas
CMCP	Conjunto de Manobra e Controle de Potência
DFT	<i>Discrete Fourier Transform</i>
E_p	Valor da amplitude da senóide de tensão, em volts (V) ou quilovolts (kV)
EMTP	<i>Electromagnetic Transients Program</i>
ET	Especificação Técnica
F	Farad (unidade para capacitância)
f	Frequência, em Hertz (Hz)
FACTS	<i>Flexible AC Transmission Systems</i>
FD	Folha de Dados
FS	Fator de Sobrecorrente de um TC
GOOSE	<i>Generic Object Oriented Substation Events</i>
H	Henry (unidade para indutância)
Hz	Hertz (unidade para frequência).
F_{m3}	Força exercida no condutor central de um barramento trifásico devido à circulação de uma corrente proveniente de um curto-circuito trifásico
I^2t	Valor proporcional ao efeito de aquecimento de uma corrente de um valor RMS e duração particulares, em ampére-quadrático-segundo (A ² s)
I_b	Valor eficaz da componente simétrica de curto-circuito no instante de abertura dos contatos do disjuntor, em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)
I_{cm}	Valor de pico máximo de corrente que um disjuntor de baixa tensão é capaz de suportar, em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)
I_{cu}	Corrente máxima que um disjuntor de baixa tensão é capaz de interromper sem garantir a manutenção de sua capacidade de condução nominal, em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)
I_{cs}	Corrente máxima que um disjuntor de baixa tensão é capaz de interromper garantindo a manutenção de sua capacidade de condução nominal, em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)
I_{cw}	Corrente máxima que um disjuntor de baixa tensão é capaz de conduzir por um curto período de tempo, em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)

I_{dc}	Valor da componente contínua de curto-circuito no instante 't', em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)
i_e	Corrente de excitação de um TC, em ampéeres (A)
I''_k	Valor eficaz da componente simétrica da corrente de curto-circuito inicial, em ampéres (A) ou quiloampéeres (kA)
I''_{kG}	Valor eficaz da componente simétrica da corrente de curto-circuito inicial de um gerador, em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)
I_k	Valor eficaz da componente simétrica da corrente de curto-circuito em regime permanente, em ampéres (A) ou quiloampéres (kA)
i_m	Corrente média até o primeiro pico durante a atuação de um fusível limitador, em ampéres (A)
i_p	Valor instantâneo de pico do primeiro e maior semiciclo da corrente assimétrica de curto-circuito, em amperes (A) ou quiloamperes (kA).
i_{p3}	Valor instantâneo de pico da corrente de fase com maior assimetria, em amperes (A) ou quiloamperes (kA).
I_{rG}	Corrente nominal de um gerador, em amperes (A) ou quiloamperes kA.
IEC	“International Electrotechnical Commission”.
IEEE	“Institute of Electrical and Electronic Engineers”.
IPC	“Interphase Power Controller”, um dos dispositivos de limitação de curto-circuito.
kA	quiloampere (múltiplo da unidade “ampere”: A).
kV	quilovolt (múltiplo da unidade “volt”: V).
kW	quilowatt (múltiplo da unidade “watt”: W).
l	Comprimento entre o centro de linha dos suportes do barramentos em um CMCP, em metros (m).
LCC	Limitador de Curto-Circuito.
L_b	Indutância da carga conectada ao secundário de um TC, em Henries (H).
L_m	Indutância de magnetização de um TC, em Henries (H).
L_s	Indutância de dispersão de um TC representada em seu secundário, em Henries (H).
m	metro (unidade para distância).
ms	milissegundo (múltiplo da unidade “segundo”: s).
NBI	Nível Básico de Isolamento.
NEPSE	“Northeast Power Systems Inc”.
n_p	Número de espiras do enrolamento primário de um TC.
n_s	Número de espiras do enrolamento secundário de um TC.
p	Número de par de polos de uma máquina rotativa.
P_{rM}	Potência nominal de um motor, em quilowatts (kW).
PTW	Power*Tools for Windows.
PSRC	“Power Systems Relaying Committee”.
q	Fator para cálculo do decaimento CA da corrente de curto-circuito de motores, segundo IEC60909.
R	Resistência ôhmica, em ohms (Ω).
R_b	Resistência da carga conectada ao secundário de um TC, em ohms.
R_m	Resistência de um TC referente às perdas no núcleo de ferro, em ohms.

R_s	Resistência do enrolamento secundário de um TC, em ohms.
RMS	“ROOT MEAN SQUARE”, valor eficaz de uma forma de onda.
RTC	Relação de Transformação de Corrente.
s	segundo (unidade para o tempo).
SI	Sistema Internacional de Unidades.
TACS	“Transient Analysis of Control Systems”.
TC	Transformador de Corrente.
TCR	Tiristor de Potência.
TCSC	“Thyristor Controlled Switching Capacitor”.
TCTR	Taxa de Crescimento da Tensão de Restabelecimento, em quilovolts por microssegundo (kV/ μ s).
t'	Tempo para a tensão atingir o valor de referência da linha de atraso da TRT, em microsegundos (μ s).
t_3	Tempo para a tensão atingir o valor de pico da TRT, em microsegundos (μ s).
t_m	Tempo para a corrente atingir seu pico durante a atuação de um fusível limitador, em segundos (s).
t_{min}	Tempo mínimo de abertura dos polos de um disjuntor, em milissegundos (ms).
TRT	Tensão de Restabelecimento Transitória, em quilovolts (kV).
u'	Valor de referência da linha de atraso da TRT, em quilovolts (kV).
u_c	Valor de pico da TRT, em quilovolts (kV).
V	volt (unidade para tensão elétrica).
v	Velocidade de propagação de uma onda eletromagnética em um meio, em metros por segundo (m/s).
V_{max}	Tensão máxima nos terminais do fusível limitador durante sua atuação, em volts (V).
V_{trans}	Tensão de transição utilizada no modelo do fusível limitador para cálculo de transitórios eletromagnéticos, em volts (V).
X	Reatância Indutiva, em ohms (Ω).
Z	Impedância, em ohms (Ω).
W	watt (unidade para potência elétrica).
θ	Diferença angular entre a senóide de tensão e a senóide de corrente em regime permanente, em radianos.
κ	Fator para cálculo da corrente de pico, segundo a norma IEC60909.
λ	Fator para cálculo da corrente de curto-circuito de geradores em regime permanente, segundo a norma IEC60909.
μ	Fator para cálculo da corrente de interrupção para máquinas rotativas eletricamente próximas, segundo a norma IEC60909.
μ_0	Permeabilidade magnética do vácuo.
μ s	microsegundo (múltiplo da unidade “segundo”: s).
τ	Constante de tempo, em segundos (s) ou milissegundos (ms).
φ	Ângulo de fase de tensão, em radianos.
Ω	ohms (unidade para impedância).
ω	Frequência Angular, em radianos por segundo.

1. INTRODUÇÃO

1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO E RELEVÂNCIA DO TEMA

As crescentes demandas por energia segura e confiável têm levado a maiores investimentos em fontes de geração, principalmente as classificadas como renováveis. Assim, a conexão de produtores independentes nas redes de transmissão, subtransmissão e distribuição resulta em um crescimento nas correntes de curto-circuito no sistema elétrico que podem se aproximar ou até mesmo ultrapassar os valores especificados dos equipamentos [1].

Muitos processos industriais de grande porte evoluíram de unidades menores através de expansões em estágios, resultando na instalação de transformadores de potências mais elevadas e modificações na topologia do sistema de forma a melhorar a confiabilidade no fornecimento de energia [2]. Estas alterações também resultam em níveis de curto-circuito mais elevados que podem superar os limites de equipamentos já instalados.

Uma situação específica se dá em sistemas elétricos *offshore*, ou “fora da costa”, como navios e plataformas de petróleo, onde o espaço físico é reduzido e o metro quadrado tem custo muito elevado. A opção pelo uso da tensão de geração igual à tensão de distribuição do sistema é uma solução tipicamente adotada [3], o que pode resultar em correntes de curto-circuito com valores RMS, de pico e relação X/R muito elevados.

Sistemas elétricos com altos níveis de curto-circuito necessitam de equipamentos de alta capacidade que, conseqüentemente, têm custo elevado. Em sistemas elétricos em expansão pode significar a repotenciação de toda uma subestação, tornando o empreendimento economicamente inviável. O mesmo pode ocorrer para sistemas novos, que podem ter seu projeto inviabilizado devido aos custos associados à implantação.

Neste contexto foram e continuam sendo desenvolvidos equipamentos e técnicas para limitação da corrente de curto-circuito, de forma a evitar (ou postergar) a substituição de equipamentos superados e viabilizar novos projetos. A relação custo x benefício da aplicação de limitadores de correntes de curto-circuito (LCC) não deve ser estimada apenas pela comparação de valores, uma vez que correntes de curto-circuito menores implicam em menor degradação de equipa-

mentos, maior confiabilidade na operação do sistema e maior segurança pessoal, fatores mais subjetivos e difíceis de serem quantificados em termos financeiros, mas que também devem ser levados em consideração na análise do projeto.

1.2. OBJETIVOS E CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO

Na literatura existem diversos estudos de aplicação de LCCs em sistemas de concessionárias. Em [4] é apresentado um estudo aprofundado de um LCC conhecido como IPC (*Interphase Power Controller*), baseado em elementos passivos que podem ser combinados com eletrônica de potência; em [5] é apresentada uma aplicação de um LCC baseado em eletrônica de potência em um sistema de 500kV na China; em [6] é apresentado um estudo de aplicação de um LCC supercondutor em um sistema de 220kV também na China; e em [7] a experiência de Furnas com aplicação de reatores limitadores de corrente em sistemas de alta tensão no Brasil é apresentada. Diversos modelos para cálculo de transitórios eletromagnéticos também podem ser encontrados na literatura, sendo que em [8, 9] são apresentados modelos para simulação de LCC supercondutores; em [4, 10] são apresentados modelos de LCCs baseados em eletrônica de potência.

Porém, existem poucas publicações tratando de aplicações para sistemas industriais e modelos de dispositivos aplicados na indústria. Devido a questões principalmente relacionadas a custo, os LCCs baseados em eletrônica de potência e supercondutores não são soluções usualmente encontradas em sistemas elétricos industriais.

Portanto, os principais objetivos desta dissertação são apresentar os aspectos da aplicação de LCCs em sistemas industriais, mostrando os conceitos relacionados a estudos de curto-circuito e superação de equipamentos, bem como as principais soluções utilizadas para limitação de correntes de curto-circuito; além de uma análise mais detalhada dos LCC pirotécnicos, usualmente utilizados na indústria. A aplicação destes conceitos será consolidada em um estudo de caso de uma plataforma de extração de petróleo em águas profundas real, cujo diagrama unifilar geral é apresentado no Anexo 1, aplicando técnicas de análise em regime permanente e verificação do comportamento do sistema em regime transitório. O sistema está descrito em detalhes no Capítulo 5.

A principal contribuição desta dissertação é a proposição de um modelo

simplificado de um LCC pirotécnico para uso em programas de cálculos de transitórios eletromagnéticos, para análise do comportamento do sistema e desempenho do LCC no domínio do tempo. O modelo proposto está apresentado em detalhes no Capítulo 4.

1.3. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

De forma a atingir os objetivos propostos, esta dissertação está dividida em sete partes.

O primeiro capítulo introduz este trabalho apresentando o contexto no qual está inserido, a relevância do tema e os principais objetivos e contribuições a serem atingidos.

No segundo capítulo são apresentados os conceitos relacionados ao cálculo da corrente de curto-circuito. Após os conceitos básicos, a metodologia de cálculo de curto-circuito proposta pela IEC é introduzida. A seguir são desenvolvidas as bases teóricas para análise de superação de disjuntores, fusíveis e conjuntos de manobra e controle de potência (CMCP) e saturação de transformadores de corrente (TCs). Por fim, é feita uma breve apresentação dos conceitos relacionados à superação de disjuntores por Tensão de Restabelecimento Transitória (TRT).

O terceiro capítulo encerra a base teórica do trabalho apresentando as principais aplicações de LCCs e os principais modelos de equipamentos para limitação de correntes de curto-circuito utilizados.

O quarto capítulo propõe um modelo de um LCC pirotécnico para cálculo de transitórios eletromagnéticos. Inicialmente o modelo é descrito e em seguida são apresentadas duas implementações utilizando os programas computacionais Simulink e ATP (*Alternative Transients Program*). O capítulo é encerrado com a descrição da metodologia para cálculo dos ajustes de disparo do LCC.

O estudo de caso tem início no quinto capítulo com a modelagem do sistema no software PTW (Power*Tools for Windows) da SKM Systems Analysis Inc. Através dos dados obtidos são determinadas as condições a partir das quais é necessário o uso de um LCC e a verificação da correta atuação das funções de sobrecorrente dos relés de proteção nas condições mais críticas de saturação dos TCs.

No sexto capítulo o sistema é modelado no ATP e os resultados obtidos são

comparados com os obtidos pelo PTW. Utilizando o modelo proposto no capítulo quatro verifica-se o comportamento do LCC para diferentes situações e os impactos de sua atuação no sistema.

As conclusões do trabalho são apresentadas no capítulo sete, seguidas das referências bibliográficas utilizadas como base desta dissertação.

2. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE EQUIPAMENTOS EM SISTEMAS INDUSTRIAIS

2.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Este capítulo tem como objetivo apresentar os conceitos relacionados ao cálculo de correntes de curto-circuito e seu impacto no dimensionamento dos principais equipamentos de um sistema elétrico industrial: disjuntores, CMCPs e TCs.

São equacionadas e apresentadas as principais componentes de uma corrente de curto-circuito e os fatores que as influenciam, como ângulo de fase da tensão no instante do curto-circuito e relação X/R do sistema. Em seguida é feita uma breve apresentação sobre a metodologia IEC para cálculo de correntes de curto-circuito.

Com base nos resultados obtidos do cálculo das correntes de curto-circuito são abordados os aspectos relativos à superação de disjuntores e CMCPs e saturação de TCs. Por fim, o conceito de TRT é apresentado.

2.2. CÁLCULO DA CORRENTE DE CURTO-CIRCUITO

Um curto-circuito, também conhecido como “falta”, é definido como uma conexão anormal de impedância relativamente baixa, feita intencionalmente ou acidentalmente, entre dois pontos de potenciais diferentes. A magnitude da corrente de curto-circuito depende essencialmente das fontes de energia disponíveis (concessionária, geradores e motores) e suas respectivas interfaces de conexão (diretamente ou por conversores baseados em eletrônica de potência) e da impedância dos componentes até o ponto de falta (transformadores e cabos).

Para melhor entendimento do comportamento da corrente de curto-circuito, toma-se como base a Figura 2.1:

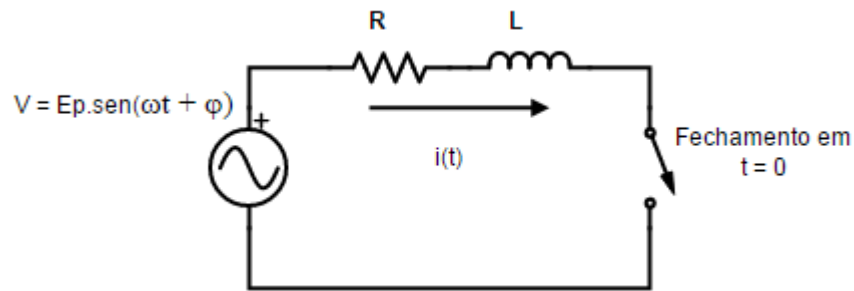


Figura 2.1 – Circuito base para cálculo.

Para esta análise foi considerado um circuito RL simples, uma vez que em sistemas industriais os principais equipamentos (cabos, motores, transformadores, geradores) são predominantemente indutivos e podem ser modelados como uma resistência em série com uma indutância. Através deste circuito simples e didático, os principais conceitos relativos à corrente de curto-circuito podem ser apresentados. Equacionando o sistema, tem-se a equação diferencial (2.1):

$$V(t) = R \cdot i(t) + L \cdot \frac{di(t)}{dt} \quad (2.1)$$

O procedimento para solução da equação diferencial (2.1) é apresentado em detalhes no Apêndice A. A equação para realizar o cálculo da corrente de curto-circuito é dada por (2.2):

$$i(t) = \frac{Ep}{\sqrt{X^2 + R^2}} \cdot \left(\text{sen}(\omega t + \varphi - \theta) - e^{-\frac{\omega t}{X/R}} \cdot \text{sen}(\varphi - \theta) \right), \text{ sendo } \theta = \text{arctg} \left(\frac{X}{R} \right) \quad (2.2)$$

onde:

E_p : valor de pico da tensão do sistema;

X : reatância indutiva do circuito em Ω , dada por $X = \omega L$;

R : resistência do circuito em Ω ,

ω : frequência angular do sistema em rad/s, dada por $\omega = 2\pi f$;

f : frequência do sistema, em Hz;

φ : ângulo de fase da tensão, em radianos.

A partir desta equação é possível verificar que a corrente de curto-circuito possui duas componentes: uma componente senoidal, chamada de **componente CA**; e uma componente exponencial que decai ao longo do tempo, chamada de **componente CC**. A Figura 2.2 ilustra as duas componentes e a resultante.

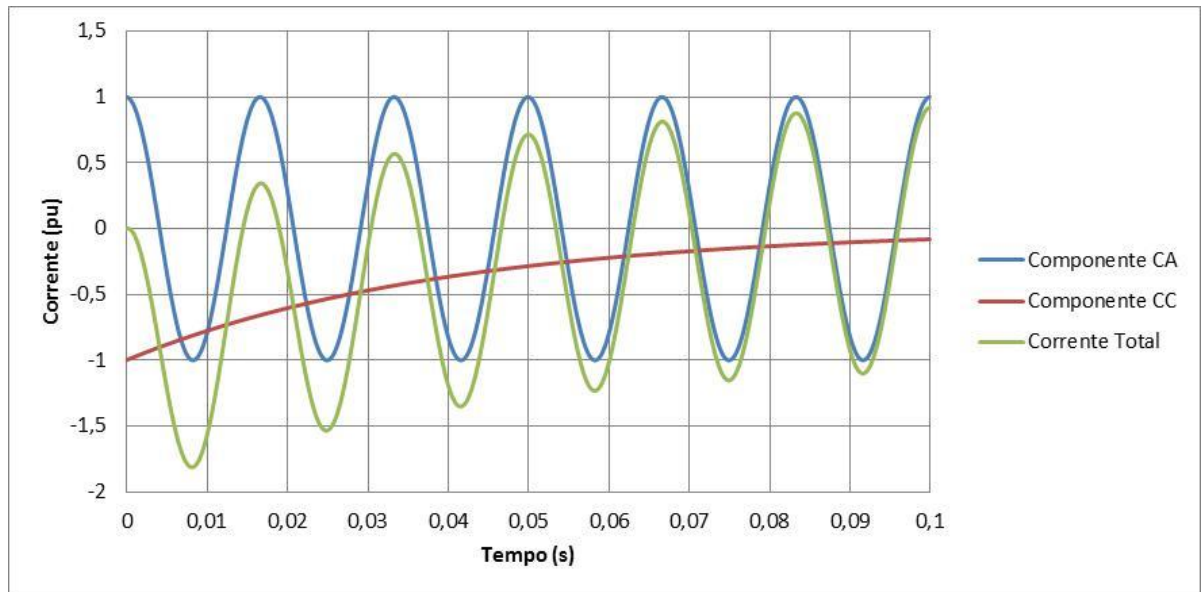


Figura 2.2 – Componentes da Corrente de Curto-Circuito para $X/R = 15$.

A componente CC é a responsável pela chamada **assimetria** da corrente de curto-circuito, podendo dobrar seu valor de pico e aumentar o valor RMS em até raiz de três vezes nos primeiros instantes da falta. Desta forma, verifica-se que os esforços elétricos nos equipamentos envolvidos serão mais elevados no período transitório inicial. Também é possível constatar que a componente CC decai com uma constante de tempo L/R , ou seja, quanto mais indutivo for o sistema, por mais tempo a assimetria estará presente na forma de onda da corrente. Daí tem-se o termo **relação X/R** , encontrado nas normas, especificações técnicas e estudos elétricos. A Figura 2.3 mostra a variação da componente CC no tempo para relações X/R distintas.

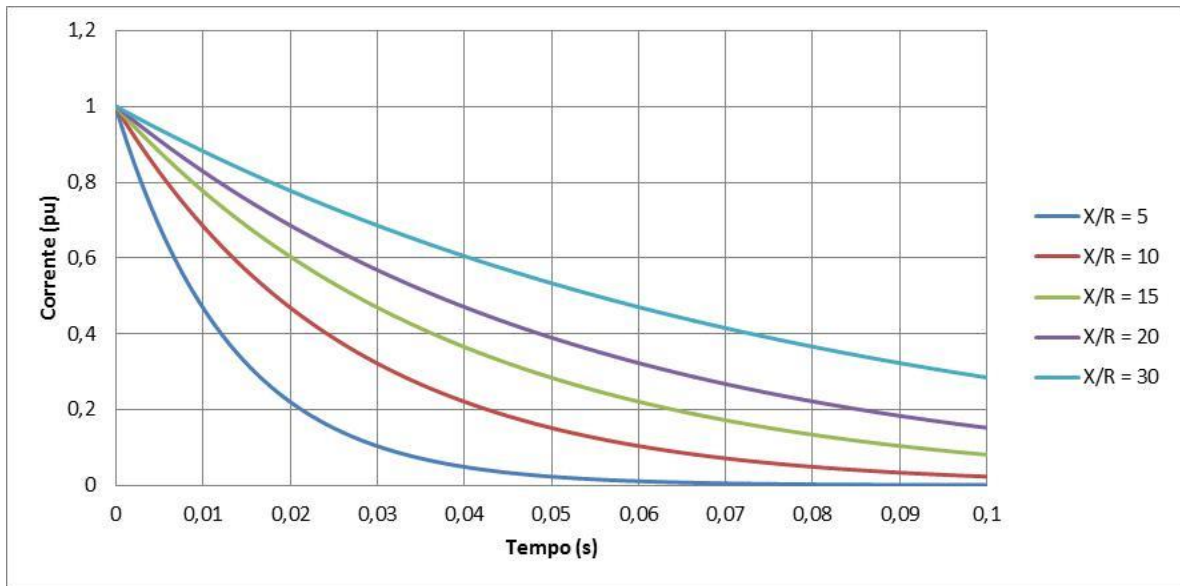


Figura 2.3 – Variação da Componente CC para Diferentes Relações X/R.

Outro fator que causa influência diretamente na componente CC da corrente de curto-circuito é o ângulo da tensão no instante da falta. A Figura 2.4 mostra a variação da componente CC para diferentes ângulos de tensão, considerando uma relação X/R igual a 15.

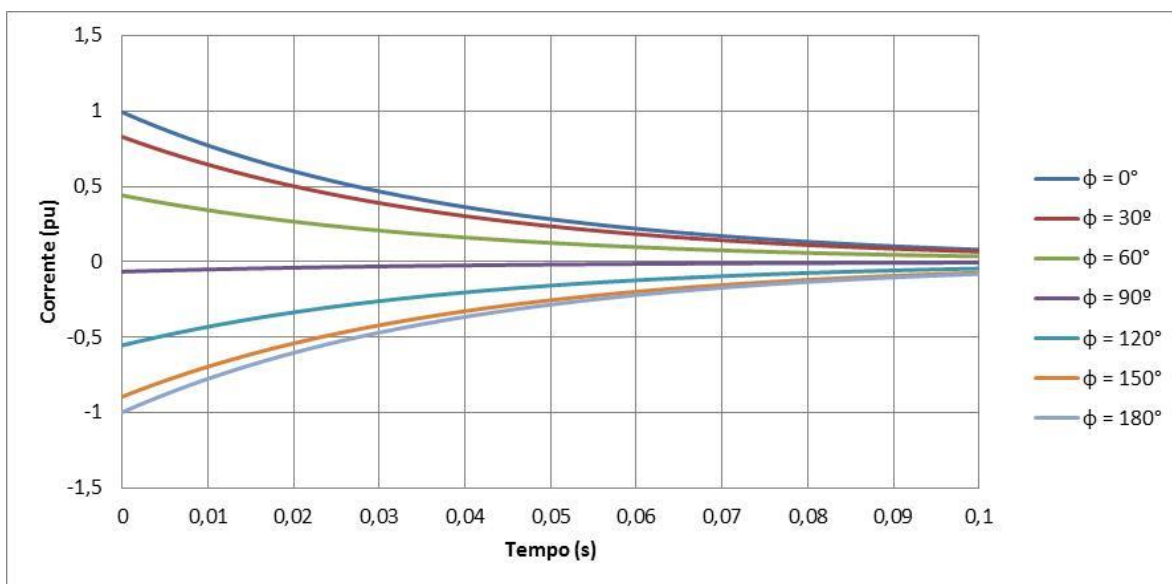


Figura 2.4 – Variação da Componente CC com o Ângulo da Tensão (ϕ) para X/R igual a 15.

Analisando a Figura 2.4 e a equação (2.2) constata-se que a condição na qual o curto-circuito é mais severo ocorre para ângulos de tensão próximos de 0° ou 180° , ou seja, quando a tensão tem seu valor próximo de zero. Isto se dá pelo

fato da relação X/R igual a 15 resultar em um ângulo θ próximo de 86° no caso analisado. De toda forma, esta conclusão pode ser utilizada em estimativas para sistemas elétricos industriais em geral, uma vez que valores típicos da relação X/R dos principais equipamentos são superiores a 5 [11, 12], ou seja, o ângulo θ estará tipicamente acima de 80° para faltas francas.

Desta forma conclui-se a apresentação dos conceitos básicos relacionados ao cálculo da corrente de curto-circuito e os impactos da relação X/R . Estes conceitos são de suma importância para o desenvolvimento da base teórica subsequente deste capítulo e para a análise dos resultados obtidos no estudo de caso. As conclusões obtidas a partir do circuito monofásico simples da Figura 2.1 podem ser utilizadas analogamente para sistemas trifásicos.

2.3. METODOLOGIA IEC PARA CÁLCULO DE CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO

Cálculos de transitórios eletromagnéticos são sempre desafiadores e mesmo para um circuito simples como o da Figura 2.1, o desenvolvimento matemático da solução no regime transitório é trabalhoso. Portanto, é evidente que na medida em que o sistema cresce em número de equipamentos, a solução no regime transitório se torna extremamente complexa. Para analisar o comportamento de sistemas elétricos de grande porte são utilizados programas de cálculo de transitórios eletromagnéticos, os quais requerem uma modelagem mais refinada dos equipamentos e um esforço computacional elevado.

Sistemas elétricos industriais podem possuir centenas de motores, dezenas de transformadores e unidades de geração (principal e de emergência). Devido a esta característica, viu-se a necessidade de se desenvolver técnicas mais simples para cálculos de correntes de curto-circuito, mas que forneçam resultados confiáveis para serem utilizados na especificação de equipamentos e ajustes dos dispositivos de proteção. Diante deste cenário, a ANSI (*American National Standards Institute*) [11] e a IEC (*International Electrotechnical Commission*) [12], representando as escolas americana e europeia, respectivamente, desenvolveram metodologias simplificadas para cálculo da corrente de curto-circuito. Não é escopo deste trabalho o aprofundamento e comparação destas metodologias. Caso o leitor tenha interesse, em [13] ambas são apresentadas em detalhes e um estudo comparativo é desenvolvido.

A ideia por trás destas metodologias é evitar a necessidade do cálculo do transitório completo e detalhado ao longo do tempo, fazendo “imagens” do sistema nos instantes de maior interesse ou aplicando fatores de multiplicação nas correntes inicialmente calculadas, considerando a rede em regime permanente. As grandezas a serem determinadas são:

- Corrente simétrica inicial e de pico considerando o pior caso, ou seja, condição de máxima assimetria, de forma a calcular os esforços eletromecânicos máximos nos equipamentos e ajustes das funções de proteção de sobrecorrente instantâneas com disparo magnético de disjuntores;
- Determinação das correntes RMS simétrica e/ou assimétrica no instante de abertura dos contatos do disjuntor, de forma a determinar a capacidade de interrupção para qual o mesmo deve ser especificado;
- Determinação da corrente de regime, de forma a verificar o estresse térmico aos quais os equipamentos estarão submetidos e determinar os ajustes das funções de proteção de sobrecorrente temporizada.

Esta seção tem como objetivo descrever sucintamente a metodologia proposta pela IEC, uma vez que na especificação técnica (ET) fornecida pelo cliente do estudo de caso é solicitado que o estudo de curto-circuito seja feito com base nesta norma.

Antes de apresentar a metodologia, um conceito relacionado à corrente de curto-circuito que não foi mostrado na seção anterior deve ser introduzido: o **decaimento da componente CA** da corrente de curto-circuito. O decaimento da componente CC é intuitivo e o comportamento é facilmente verificado no equacionamento desenvolvido, sendo intrínseco a todo sistema predominantemente indutivo. Porém, o decaimento da componente CA é uma característica presente apenas em máquinas elétricas girantes, como motores e geradores.

Na ocorrência de uma falta no sistema, os motores contribuem para a corrente de falta devido à energia eletromagnética armazenada em seu campo girante. Com a perda da tensão de alimentação, o fluxo magnético no motor tende a decair para zero, porém, como o mesmo não pode variar instantaneamente, uma tensão induzida aparece nos terminais da máquina, fazendo com que o motor contribua no curto-circuito durante um curto período de tempo. Para motores de indu-

ção esta contribuição pode atingir o valor da corrente de partida e dura cerca de quatro ciclos [11]. Para motores síncronos a contribuição é menor em intensidade, porém de duração mais longa devido ao campo magnético estabelecido pelo enrolamento de campo [11]. A contribuição dos motores cessa completamente depois de alguns ciclos, sendo que este tempo depende do tipo e da potência do motor, além da inércia da carga acionada pelo mesmo. A Figura 2.5 apresenta formas de onda típicas de contribuição de motores.

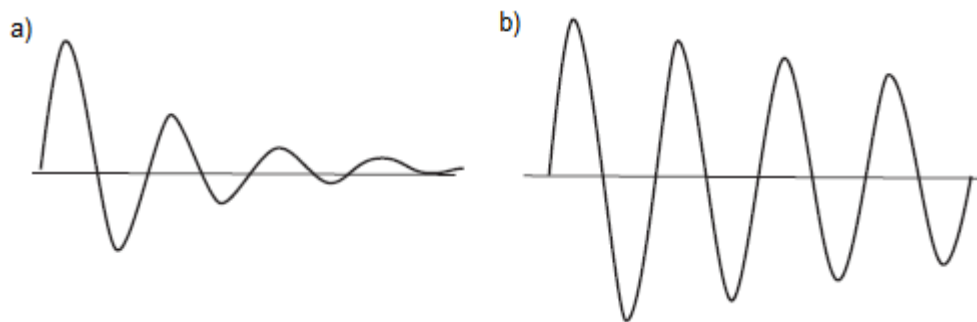


Figura 2.5 – a) Contribuição Típica de um Motor de Indução. b) Contribuição Típica de um Motor Síncrono. Adaptado de [14].

Para geradores o fenômeno do decaimento CA também é observado. Durante uma falta **eletricamente próxima**, a corrente de alta intensidade causa um enfraquecimento do campo da máquina pelo fenômeno da reação de armadura, causando uma queda na tensão induzida nos enrolamentos de armadura e a consequente redução, bastante significativa, na corrente de contribuição do gerador. A Figura 2.6 ilustra uma forma de onda de uma contribuição de um gerador síncrono com decaimento CA.

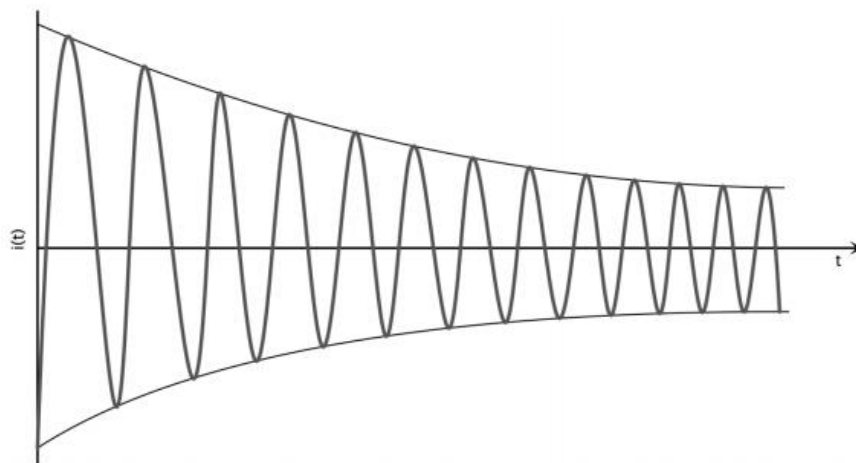


Figura 2.6 – Contribuição de um Gerador Síncrono.

O efeito do decaimento CA em geradores é mais intenso quanto mais próxima a falta é do gerador. Por este motivo, as metodologias de cálculo de curto-circuito estabelecem condições para faltas **eletricamente próximas** e **eletricamente distantes** da geração. Para a metodologia IEC 60909, uma falta é considerada eletricamente próxima de um gerador quando o mesmo contribui com uma corrente de curto-circuito simétrica duas vezes maior que sua corrente nominal [12].

Com estes conceitos estabelecidos, a metodologia proposta pela IEC pode ser aplicada com as seguintes considerações [12]:

- Não existe evolução do tipo de curto-circuito, ou seja, um curto-circuito fase-terra se mantém fase-terra ao longo de toda a análise;
- Durante o curto-circuito não existem modificações na topologia do sistema;
- Resistências de arco não são consideradas;
- Todas as capacitâncias de linha, admitâncias em paralelo e cargas não-rotativas, com a exceção das grandezas de sequência zero do sistema, são desprezadas.

Apesar destas condições não serem estritamente verdadeiras em sistemas reais, estas simplificações geralmente produzem resultados com precisão aceitável. O método de cálculo é baseado na obtenção de uma fonte equivalente no ponto de curto-circuito para cada contribuição individualmente. A fonte de tensão equivalente é a única tensão ativa no sistema, sendo que todos os alimentadores, transformadores, máquinas de indução e síncronas são substituídos por sua impedância interna. Não é objetivo deste trabalho apresentar todos os aspectos de modelagem de cada equipamento, e caso o leitor tenha interesse recomenda-se consultar as referências [12, 13].

O método é utilizado para calcular quatro correntes: I_K'' , corrente simétrica inicial RMS; i_p , corrente de pico; I_b , corrente de interrupção RMS; e I_K , corrente de regime permanente RMS.

A Figura 2.7, que tem como fonte a norma IEC 60909, ilustra bem a aplicação do método para um sistema radial. São consideradas três fontes de curto-circuito: um gerador, um motor e uma rede distinta conectada através de um transformador (por exemplo, o equivalente do sistema de uma concessionária). Para o

cálculo da impedância equivalente vista por cada uma das fontes, as demais devem ser curto-circuitadas. A partir deste equivalente, são calculadas as correntes I_k'' de contribuição de cada ramo individualmente. A corrente de falta total será a soma de todas as contribuições. Para o cálculo da corrente de curto-circuito máxima é considerado um fator de multiplicação 'c' de 1,1 para a tensão do sistema, ou seja, no instante de falta o sistema opera com a tensão 10% acima da nominal (1,10pu).

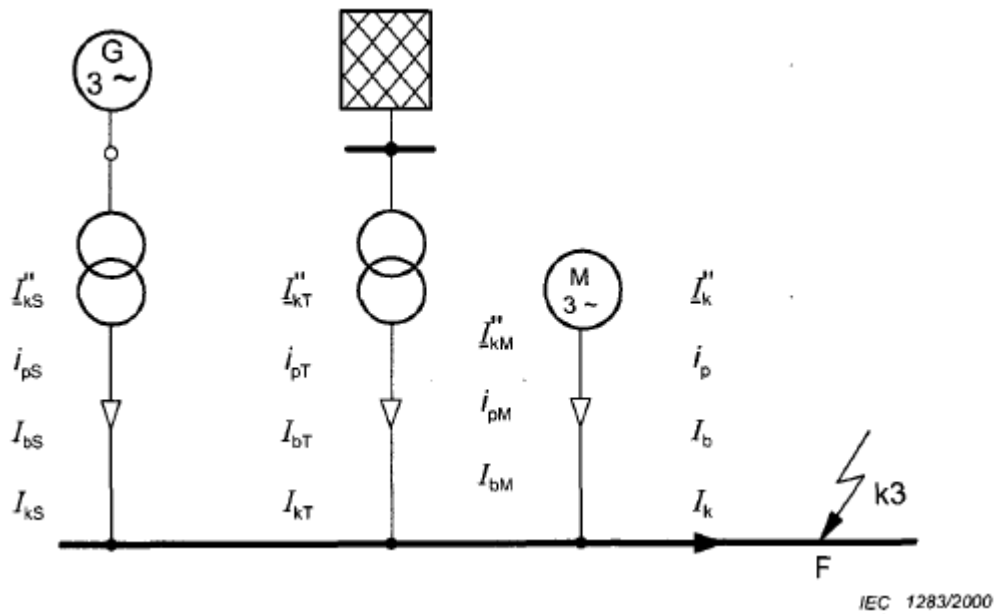


Figura 2.7 – Sistema Exemplo IEC 60909. Fonte: [12].

Para o cálculo da corrente de pico, a norma IEC estabelece a equação (2.3):

$$i_p = \kappa \cdot \sqrt{2} \cdot I''_K \tag{2.3}$$

sendo o fator κ dado por (2.4):

$$\kappa = 1,02 + 0,98e^{-3 \frac{R}{X}} \tag{2.4}$$

onde o fator R/X a ser utilizado é obtido do equivalente calculado individualmente para cada contribuição e, assim como para a corrente simétrica inicial, a corrente de pico total será a soma dos picos de cada contribuição. Aqui se verifica uma das considerações conservadoras da IEC: *o pico de todas as contribuições acontecem no mesmo instante*, o que, na prática, não é verdadeiro [13].

A norma IEC também apresenta a equação (2.5) para o cálculo da componente CC para qualquer instante 't', em segundos:

$$i_{dc} = \sqrt{2} \cdot I''_{K} \cdot e^{-2\pi f t \frac{R}{X}} \quad (2.5)$$

Para o cálculo da corrente simétrica de interrupção I_b deve ser verificada a existência de geração eletricamente próxima da falta. Caso esta condição não seja verdadeira, a corrente de interrupção é igual à corrente inicial. Caso seja verdadeira, a corrente simétrica inicial deverá ser multiplicada por um fator μ , dependente do tempo de abertura dos contatos do disjuntor ' t_{min} ' e da proporção da corrente simétrica inicial de contribuição I''_{kG} e a corrente nominal do gerador I_{rG} , dado por (2.6).

$$\begin{aligned} \mu &= 0,84 + 0,26e^{-0,26 \frac{I''_{kG}}{I_{rG}}} && \text{para } t_{min} = 0,02s \\ \mu &= 0,71 + 0,51e^{-0,30 \frac{I''_{kG}}{I_{rG}}} && \text{para } t_{min} = 0,05s \\ \mu &= 0,62 + 0,72e^{-0,32 \frac{I''_{kG}}{I_{rG}}} && \text{para } t_{min} = 0,10s \\ \mu &= 0,56 + 0,94e^{-0,38 \frac{I''_{kG}}{I_{rG}}} && \text{para } t_{min} \geq 0,25s \end{aligned} \quad (2.6)$$

O mesmo raciocínio deve ser feito para contribuições dos motores, que são considerados eletricamente próximos caso a contribuição total de motores de indução seja maior que 5% da corrente I''_K sem os motores. Porém, devido ao decaimento CA mais rápido dos motores de indução, junto do fator μ também é utilizado um fator 'q', que depende do tempo de abertura dos contatos do disjuntor e uma relação entre a potência ativa nominal P_{rM} do motor e o par de polos 'p', dado por (2.7).

$$\begin{aligned} q &= 1,03 + 0,12 \cdot \ln\left(\frac{P_{rM}}{p}\right) && \text{para } t_{min} = 0,02s \\ q &= 0,79 + 0,12 \cdot \ln\left(\frac{P_{rM}}{p}\right) && \text{para } t_{min} = 0,05s \\ q &= 0,57 + 0,12 \cdot \ln\left(\frac{P_{rM}}{p}\right) && \text{para } t_{min} = 0,10s \\ q &= 0,26 + 0,10 \cdot \ln\left(\frac{P_{rM}}{p}\right) && \text{para } t_{min} \geq 0,25s \end{aligned} \quad (2.7)$$

Desta forma, a corrente de interrupção total do sistema representado na Figura 2.7 é dada por (2.8):

$$I_b = I_{bS} + I_{bT} + I_{bM} = \mu \cdot I''_{kS} + I''_{kT} + \mu \cdot q \cdot I''_{kM} \quad (2.8)$$

Para o cálculo da corrente de regime permanente I_k a contribuição de máquinas eletricamente longe da falta se mantém igual a I''_k , as contribuições dos motores (para faltas trifásicas) é desprezada e a contribuição dos geradores eletricamente próximos é dada pela equação (2.9), sendo λ um fator de multiplicação que depende da excitação da máquina obtido através das curvas apresentadas na norma [12]:

$$I_k = \lambda \cdot I_{rG} \quad (2.9)$$

Portanto, para o sistema da Figura 2.7 a corrente de curto-circuito simétrica em regime permanente é dada por (2.10):

$$I_k = I_{kS} + I_{kT} + I_{kM} = \lambda \cdot I_{rG} + I''_{kT} + 0 \quad (2.10)$$

Desta forma, encerra-se a apresentação geral da norma IEC 60909 para cálculo de correntes de curto-circuito. É importante ressaltar que os cálculos apresentados são aplicáveis para sistemas radiais, topologia típica para sistemas industriais. Para sistemas malhados o procedimento para cálculo das correntes sofre algumas alterações e a norma deve ser consultada.

2.4. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE DISPOSITIVOS DE PROTEÇÃO

Com a apresentação da IEC 60909 na última seção, o trabalho segue mostrando as principais aplicações dos resultados obtidos de um estudo de curto-circuito: a análise de superação de equipamentos e impactos no sistema elétrico. Primeiramente serão apresentados os critérios para análise de superação de disjuntores de média tensão, disjuntores de baixa tensão e de fusíveis em geral.

2.4.1. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE DISJUNTORES DE MÉDIA TENSÃO

Como referência para especificação de disjuntores são utilizadas as normas IEC 62271-100 [15] e ANSI/IEEE Std C37.010 [16]. Uma vez que a metodologia IEC para cálculo de correntes de curto-circuito será adotada no estudo de caso, o foco desta seção é apresentar a análise de superação de disjuntores de média tensão pela norma IEC.

Disjuntores de média tensão podem ser superados por corrente ou tensão. A superação por corrente se dá quando a corrente de interrupção e/ou a corrente de pico e/ou a corrente de regime permanente excedem a especificação do disjuntor. A superação por tensão se dá devido ao fenômeno da TRT, após a abertura

dos contatos e extinção do arco elétrico. Ambas as análises serão apresentadas com mais detalhes nos itens a seguir.

2.4.1.1. SUPERAÇÃO POR CORRENTE

A superação de disjuntores pela corrente de pico assimétrica é relacionada à capacidade de fechamento sob falta e permanência dos contatos do disjuntor fechados sem que ocorra a destruição dos seus polos, uma vez que esta é a condição na qual ocorrem os maiores esforços eletromecânicos. Esta especificação pode ser encontrada em catálogos de equipamentos como “*making capacity*” ou “*closing and latching rating*”, dependendo se o disjuntor é testado com base nas normas IEC ou ANSI, respectivamente. Caso a corrente de pico exceda o dado de catálogo do disjuntor, o mesmo estará superado.

A mesma análise deve ser feita para a corrente de regime permanente, também chamada de corrente térmica de curta duração (“*short-time withstand current*”). Esta corrente está relacionada aos estresses térmicos no disjuntor devido à circulação da corrente de falta e é testada para um determinado tempo, apresentado no catálogo do fabricante. A corrente de regime permanente calculada deve ser inferior à especificada.

A corrente de interrupção (“*breaking capacity*”) é definida pela norma como sendo o valor RMS da máxima corrente simétrica que o disjuntor é capaz de interromper. Porém, sabe-se que na realidade a corrente de interrupção provavelmente conterá uma componente CC que também deverá ser interrompida. Por este motivo, a norma estabelece valores típicos de constantes de tempo da componente CC para teste dos disjuntores na condição de máxima assimetria. Para disjuntores de aplicação geral a constante de tempo estabelecida é de 45ms [15], o que resulta em uma relação X/R de aproximadamente 17 para sistemas em 60Hz.

Para sistemas com relação X/R inferior ao valor de teste, basta comparar a corrente de interrupção obtida no estudo de curto-circuito com os dados de catálogo do fabricante. Porém, em sistemas onde a relação X/R excede este valor, alguns cuidados devem ser tomados. Uma vez que a componente CC nestes sistemas decairá mais lentamente que a utilizada no teste do disjuntor, a corrente assimétrica no momento da abertura dos polos do disjuntor será maior, podendo exceder a sua capacidade de interrupção. Assim, a norma estabelece outras constantes

de tempo para testes de disjuntores para aplicações especiais: 60ms, 75ms e 120ms [15], que correspondem, respectivamente, a relações X/R iguais a 22,6, 28,3 e 45,2 para sistemas em 60Hz.

Porém, como avaliar um disjuntor instalado em um sistema onde a relação X/R excede o valor utilizado no teste? Na referência [17] é apresentado um método de cálculo de um fator de correção de forma a compensar a corrente calculada no estudo de curto-circuito, obtendo um valor corrigido a ser comparado com a especificação do disjuntor. Para isto é calculado o valor da componente CC utilizando a equação (2.5) para as condições de teste. O tempo 't' a ser utilizado segundo a norma é "o tempo mínimo de abertura informado pelo fabricante mais meio ciclo da frequência do sistema" [15], e a corrente assimétrica é calculada por (2.11):

$$\begin{aligned} I_{\text{assim-teste}} &= \sqrt{I''_K{}^2 + i_{dc}{}^2} = \sqrt{I''_K{}^2 + 2 \cdot I''_K{}^2 \cdot e^{-4\pi ft \cdot \left(\frac{R}{X_{\text{teste}}}\right)}} \\ &= I''_K \sqrt{1 + 2 \cdot e^{-4\pi ft \cdot \left(\frac{R}{X_{\text{teste}}}\right)}} \end{aligned} \quad (2.11)$$

Aplicando a mesma formulação para o sistema real, obtém-se (2.12):

$$\begin{aligned} I_{\text{assim-calculado}} &= \sqrt{I''_K{}^2 + i_{dc}{}^2} = \sqrt{I''_K{}^2 + 2 \cdot I''_K{}^2 \cdot e^{-4\pi ft \cdot \left(\frac{R}{X_{\text{calculado}}}\right)}} \\ &= I''_K \sqrt{1 + 2 \cdot e^{-4\pi ft \cdot \left(\frac{R}{X_{\text{real}}}\right)}} \end{aligned} \quad (2.12)$$

O fator de correção proposto na metodologia é dado pela razão das correntes assimétricas calculadas através de (2.11) e (2.12). O decaimento CA é desprezado nestes cálculos, seguindo os procedimentos de teste estabelecidos pela norma IEC 62271-100, mesmo que este exista no sistema real. Assim, a corrente simétrica corrigida é dada por (2.13):

$$I_{\text{sim-corrigido}} = I_{\text{sim-calculado}} \cdot \frac{\sqrt{1 + 2 \cdot e^{-4\pi ft \cdot \left(\frac{R}{X_{\text{calculado}}}\right)}}}{\sqrt{1 + 2 \cdot e^{-4\pi ft \cdot \left(\frac{R}{X_{\text{teste}}}\right)}}} \quad (2.13)$$

A nova corrente simétrica corrigida deve ser comparada com os dados de catálogo do disjuntor e caso seja superior, o disjuntor estará com sua capacidade de interrupção superada. A Figura 2.8 tem como fonte o catálogo do fabricante ABB e ilustra parte da especificação de um disjuntor à vácuo modelo VD4.

Rated normal current (40 °C)	I _r [A]	630	630	630	1250	1250	1250	
		16	16	16	16	16	16	
Rated breaking capacity (rated short-circuit breaking current symmetrical)	I _{sc} [kA]	20	20	20	20	20	20	
		25	25	25	25	25	25	
		31.5	31.5	31.5	31.5	31.5	31.5	
		—	—	—	—	—	—	
Rated short-time withstand current (3s)	I _{tk} [kA]	—	—	—	—	—	—	
		16	16	16	16	16	16	
		20	20	20	20	20	20	
		25	25	25	25	25	25	
		31.5	31.5	31.5	31.5	31.5	31.5	
		—	—	—	—	—	—	
Making capacity	I _p [kA]	—	—	—	—	—	—	
		40	40	40	40	40	40	
		50	50	50	50	50	50	
		63	63	63	63	63	63	
		80	80	80	80	80	80	
		—	—	—	—	—	—	
Operation sequence		[O - 0.3 s - CO - 15 s - CO]	+	+	+	+	+	+

Figura 2.8 – Exemplo de Dados de Catálogo de um Disjuntor de Média Tensão Testado pela IEC.
Fonte: [18].

2.4.1.2. SUPERAÇÃO POR TENSÃO DE RESTABELECIMENTO TRANSITÓRIA

A superação por tensão se dá nos instantes imediatamente posteriores à extinção do arco na câmara de extinção do disjuntor. Enquanto o meio isolante recupera suas características dielétricas, a tensão no sistema também se recupera, levando a uma diferença de potencial entre os contatos do disjuntor. Caso a tensão cresça mais rapidamente que a suportabilidade do meio dielétrico, ocorrerá uma disrupção no meio isolante e a reignição do arco elétrico, o que levará o disjuntor à destruição.

A norma IEC 62271-100 [15] estabelece as condições de teste para TRT. O teste consiste em comparar o oscilograma do sistema com uma envoltória e, caso o oscilograma ultrapasse a envoltória, o disjuntor estará superado por TRT. Para sistemas com tensão de até 100kV, típicos em sistemas industriais, a norma estabelece uma envoltória de dois parâmetros. Os parâmetros da envoltória são: u_c , tensão de referência (valor de pico da TRT, em kV); t_3 , tempo para atingir u_c , em microssegundos; u' , tensão de referência da linha de atraso, em kV; t' , tempo para atingir u' , em microssegundos. A relação u_c/t_3 é conhecida como taxa de crescimento da tensão de restabelecimento (TCTR), em kV/ μ s. Assim, caso o oscilogra-

ma ultrapasse a envoltória antes de t_3 o disjuntor é superado pela TCTR, e caso o oscilograma ultrapasse a envoltória após t_3 o disjuntor é superado pelo valor de pico da TRT. A Figura 2.9 ilustra uma condição de superação do disjuntor por TRT, excedendo a TCTR especificada, enquanto a Figura 2.10 ilustra uma condição de dimensionamento adequado do disjuntor do ponto de vista de superação por tensão.

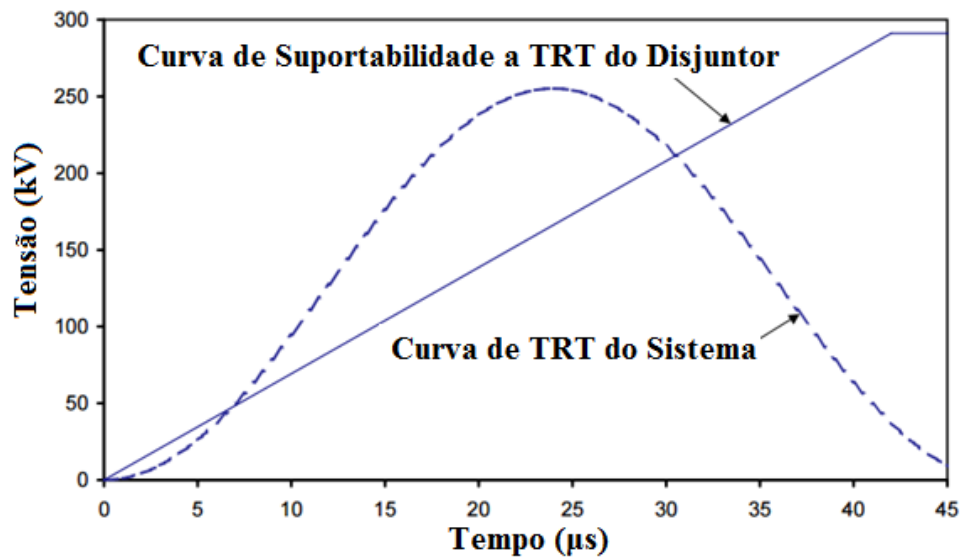


Figura 2.9 – Superação de um Disjuntor por TRT. Adaptado de [19].

Os valores dos parâmetros que definem o envelope são definidos na tabela 13 da norma [15] para diversos níveis de tensão e tipos de teste.

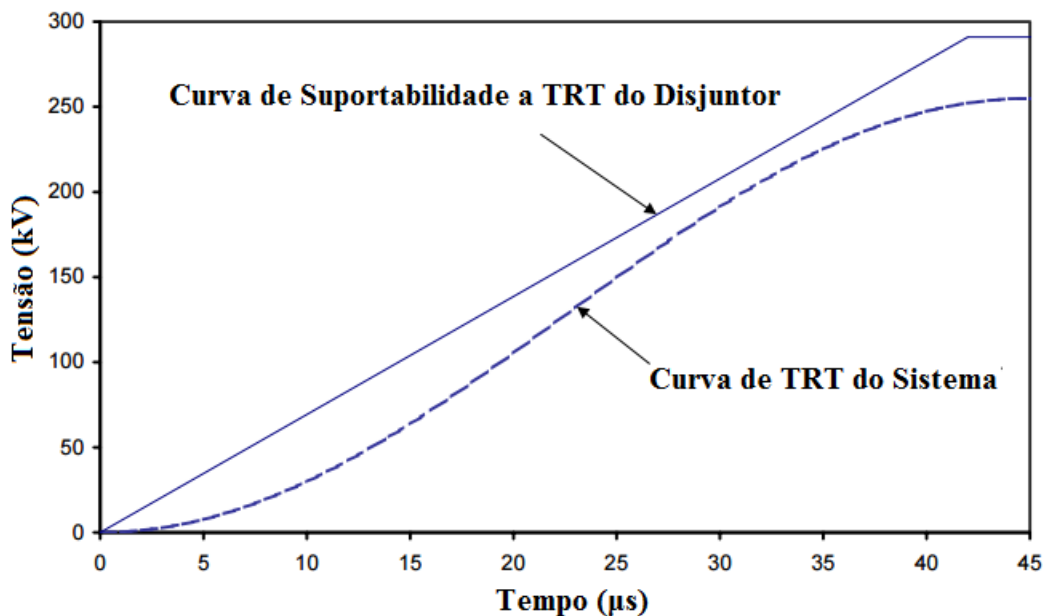


Figura 2.10 – Dimensionamento Adequado de um Disjuntor por TRT. Adaptado de [19].

2.4.2. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE DISJUNTORES DE BAIXA TENSÃO

Os disjuntores aplicados para sistemas de baixa tensão são especificados com base nas normas IEC 60947-2 [20] e ANSI/IEEE C37.13 [21]. Assim como feito anteriormente, serão abordados apenas os conceitos relacionados à norma IEC.

Para os disjuntores de baixa tensão são especificadas as seguintes correntes:

- I_{cm} : representa o máximo valor de pico de corrente sob o qual o disjuntor é capaz de fechar, equivalente a “*making current*” dos disjuntores de média tensão;
- I_{cu} : representa a capacidade máxima de interrupção do disjuntor, **não é necessário** que o mesmo seja capaz de manter a capacidade de condução de sua corrente nominal após atuação. Desta forma, após atuação do disjuntor para este nível de corrente, é necessário o reparo do mesmo para que volte a ter sua capacidade nominal de condução;
- I_{cs} : representa a capacidade máxima de interrupção do disjuntor, para este valor de corrente o disjuntor **deve** ser capaz de voltar a conduzir sua corrente nominal;
- I_{cw} : representa a capacidade de condução de corrente por um curto período estabelecido pelo fabricante. Os tempos sugeridos pela norma são: 0,05 – 0,1 – 0,25 – 0,5 – 1s [20].

Nos modelos de disjuntores de baixa tensão mais novos, é usual que as correntes I_{cu} e I_{cs} tenham o mesmo valor. Esta característica garante que, com o disjuntor devidamente dimensionado, sua atuação não acarrete em manutenção para recuperação de sua capacidade de condução nominal.

Assim como para os disjuntores de média tensão, a especificação das correntes I_{cm} e I_{cw} é feita apenas comparando os valores especificados pelo fabricante com as correntes de pico (i_p) e de regime permanente (I_k) obtidas no estudo de curto-circuito.

Para as correntes de interrupção devem ser feitas considerações semelhantes com as dos disjuntores de média tensão, porém com pequenas diferenças de

formulação. Os disjuntores de baixa tensão são testados para correntes de pico e o valor especificado nos catálogos representa a corrente simétrica associada a este pico, com base nas constantes de tempo padronizadas. A Tabela 2.1 apresenta as relações X/R estabelecidas.

Tabela 2.1 – Relações X/R Padronizadas para Testes de Disjuntores de Baixa Tensão [13].

Faixa de Interrupção (kA)	Relação X/R para 60Hz
4,5 < I ≤ 6,0	1,02
6,0 < I ≤ 10,0	1,73
10,0 < I ≤ 20,0	3,18
20,0 < I ≤ 50,0	3,87
50,0 < I	4,89

Aqui novamente existe o problema relativo à aplicação de disjuntores em sistemas onde a relação X/R é superior à utilizada para teste. Assim como para os disjuntores de média tensão, deve ser calculado um fator de correção para corrigir a corrente de curto-circuito calculada e então comparar com a especificação do fabricante. Como neste caso os testes são feitos para correntes de pico, seguindo o mesmo raciocínio da subseção anterior, a formulação do fator de correção é dada por (2.14):

$$I_{sim-corrigido} = I_{sim-calculado} \cdot \frac{1,02 + 0,98e^{-3 \cdot \frac{R}{X_{calculado}}}}{1,02 + 0,98e^{-3 \cdot \frac{R}{X_{teste}}}} \quad (2.14)$$

Compara-se a corrente simétrica corrigida com o valor do catálogo e caso o valor seja inferior, o disjuntor estará dimensionado corretamente. A Figura 2.11 mostra um exemplo de dados de catálogo de um disjuntor testado segundo a norma IEC 60947-2.

Basic switchgear			NT06		
Circuit breaker as per IEC 60947-2					
Rated current (A)	In	at 40 °C/50 °C ⁽¹⁾	630		
Rating of 4th pole (A)			630		
Sensor ratings (A)			400 to 630		
Type of circuit breaker			H1	H2	L1⁽²⁾
Ultimate breaking capacity (kA rms)	Icu	220/415 V	42	50	150
VAC 50/60 Hz		440 V	42	50	130
		525 V	42	42	100
		690 V	42	42	25
Rated service breaking capacity (kA rms)	Ics	% Icu	100 %		
Utilisation category			B	B	A
Rated short-time withstand current (kA rms)	Icw	0.5 s	42	42	10
VAC 50/60 Hz		1 s	42	42	-
		3 s	24	20	-
Integrated instantaneous protection (kA peak ± 10 %)			-	90	10 x In ⁽²⁾
Rated making capacity (kA peak)	Icm	220/415 V	88	105	330
VAC 50/60 Hz		440 V	88	105	286
		525 V	88	88	220
		690 V	88	88	52
Break time (ms) between tripping order and arc extinction			25	25	9
Closing time (ms)			< 50		

Figura 2.11 – Exemplo de Dados de Catálogo de um Disjuntor de Baixa Tensão Testado pela IEC.
Fonte: [22].

Para disjuntores de baixa tensão não são estabelecidos testes e procedimentos para análise de superação por tensão, uma vez que este fenômeno não é relevante para este tipo de sistema.

2.4.3. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE FUSÍVEIS

Para melhor compreensão da análise de superação de fusíveis, os dois tipos básicos de fusíveis e seus respectivos comportamentos são apresentados primeiramente.

Independentemente do tipo, os fusíveis são dispositivos que abrem um circuito através de um elo fusível que se funde e rompe com a condução de corrente. Quando uma corrente flui pelo fusível, sua temperatura se elevará. Para correntes baixas, o fusível atingirá um novo equilíbrio em uma temperatura mais alta. Neste ponto um cuidado especial deve ser tomado, pois uma corrente baixa pode não ser o suficiente para romper o elo fusível e a nova temperatura de regime permanente pode exceder o especificado pelo fabricante e danificar o fusível, com risco de explosões. Devido a este problema não é recomendável à aplicação de fusíveis com sua corrente nominal excedida e os catálogos de fabricante apresentam uma corrente mínima de interrupção, a partir da qual a operação correta do fusível é garantida, que deve ser respeitada.

Um fusível tem um tempo mais longo de fusão para correntes mais baixas uma vez que a diferença entre o calor gerado pela corrente e o dissipado para o meio é pequena. Com o aumento da corrente, o tempo de fusão se reduz, não

apenas pelo aumento do calor gerado no elo fusível como um todo, mas também pelo fato das áreas de seção reduzida e/ou no centro do elemento, o calor é gerado muito mais rapidamente do que pode ser dissipado. Por este motivo, os fusíveis possuem uma característica de tempo de fusão muito inversa com relação à corrente.

Um parâmetro utilizado pelos fabricantes para caracterizar o tempo de fusão do fusível é a integral de Joule I^2t . Este valor é obtido através de ensaios e associa o tempo necessário para que o elo fusível se rompa para uma determinada corrente. Esta grandeza é conhecida como *I²t pré-arco mínimo* (*minimum pre-arcing i²t*). Assim, fusíveis em geral possuem as seguintes características [23]:

- São capazes de conduzir corrente permanentemente;
- São feitos para interromper sobrecorrentes anormais e isolar circuitos. Suas características de fusão e interrupção podem ser coordenadas com outros dispositivos de proteção;
- Interrompem o circuito em um zero natural ou modificado da corrente de curto-circuito, possuindo uma recuperação dielétrica superior que a TRT imposta pelo sistema;
- Dissipam toda a energia liberada pelo arco elétrico no próprio fusível.

Porém, existem algumas características na interrupção da corrente que diferenciam dois tipos básicos de fusível: fusíveis de expulsão e fusíveis limitadores. Os fusíveis de expulsão permitem a passagem do primeiro pico da corrente de curto-circuito até que a corrente seja extinta em seu primeiro zero natural. Em sua operação não existe uma resistência de arco significativa, e, portanto, também não existirá uma tensão de arco também significativa. Como o zero natural da corrente de um curto-circuito franco tipicamente ocorre próximo a um pico de tensão (característica de circuitos fortemente indutivos), as TRTs associadas à atuação de fusíveis de expulsão são elevadas. A Figura 2.12 apresenta as formas de onda típicas durante a atuação de um fusível do tipo expulsão.

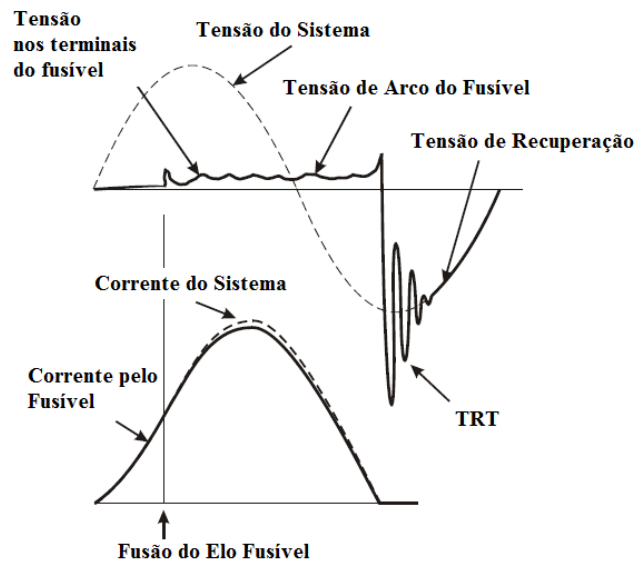


Figura 2.12 – Atuação de um fusível de expulsão. Adaptado de [23].

Já os fusíveis limitadores podem limitar a magnitude e a duração da corrente de curto-circuito, uma vez que a fusão de seu elo fusível ocorre antes do primeiro pico da corrente. Após a fusão, o elo fusível fundido interage com o meio de resfriamento (tipicamente areia), introduzindo uma resistência no circuito de falta, cujo valor cresce rapidamente. Assim que a tensão de arco no fusível iguala ao valor da tensão do sistema, a corrente atinge seu pico e começa a cair. Devido à característica indutiva do sistema, a tensão se opõe a queda da corrente fazendo com que a tensão de arco cresça, podendo atingir de três (para fusíveis com corrente nominal acima de 12A) a cinco vezes (para fusíveis com corrente nominal inferior a 12A) a tensão nominal do sistema [23].

Como resultado desta operação, o fusível limitador transforma um sistema de alta corrente e baixo fator de potência em um sistema de corrente mais baixa e alto fator de potência. Assim, o primeiro zero da corrente ocorre antes do primeiro zero natural do sistema original e próximo do ponto de tensão nula, reduzindo as TRTs associadas. A Figura 2.13 apresenta as formas de onda típicas de atuação de um fusível limitador.

Em ambos os casos a corrente de falta continua a circular pelo sistema por certo tempo após a fusão do elo. Um dado de catálogo que representa o quanto de energia passa pelo fusível durante sua atuação é o I^2t total ou máximo (“maximum/total clearing I^2t ” ou “maximum let-through I^2t ”).

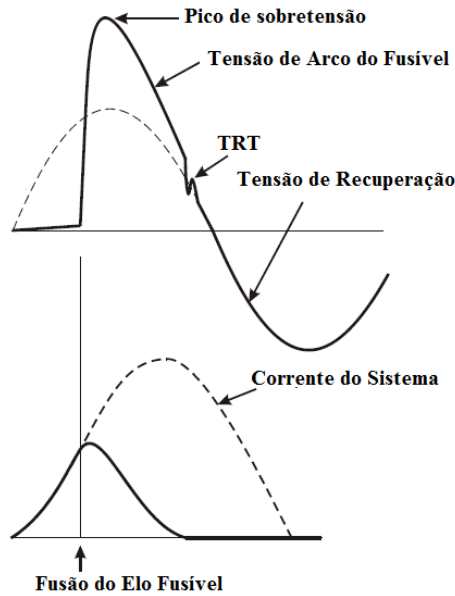


Figura 2.13 – Atuação de um fusível limitador. Adaptado de [23].

A Tabela 2.2 sumariza os principais aspectos dos dois tipos básicos de fusíveis aplicados em sistemas elétricos de potência.

Tabela 2.2 – Comparação entre Fusíveis de Expulsão e Limitadores. Adaptado de [23].

Característica	Fusível de Expulsão	Fusível Limitador
Tensão de Arco	Baixa	Alta
Modificação do Circuito	Não	Sim
Deslocamento do Zero da Corrente	Não	Sim
Máxima Corrente de Interrupção	Alta	Baixa
Corrente “Passante”	Toda Corrente Disponível	Corrente Limitada
Duração da Falta	1/2 ciclo ou mais	De 1/8 a 1/2 ciclo
Energia Absorvida pelo Fusível	Baixa Quantidade	Quantidade Substancial
I^2t Total	Substancial	Baixo
Tensão de Recuperação	Transitória – até duas vezes o pico na frequência do sistema	Igual ao pico na frequência do sistema
Perdas em Operação Contínua	Baixa	Mais Alta
Corrente Contínua Nominal	Alta	Mais Baixa

Analisando o princípio de funcionamento dos fusíveis limitadores é possível verificar que estes são relativamente insensíveis a valores X/R elevados [23], uma vez que modificam o sistema inserindo uma resistência e modificando toda a dinâmica do transitório do curto-circuito. Assim, o fator de correção não é comumente utilizado na aplicação de **fusíveis limitadores**, sendo necessário apenas comparar a capacidade de interrupção do catálogo com o valor de curto simétrico inicial do sistema. A Figura 2.14 apresenta exemplo de dados de catálogo de um fabricante de fusíveis de média tensão. Para **fusíveis de expulsão**, tanto de baixa tensão como de média tensão, utiliza-se o mesmo fator de correção dos disjuntores de baixa tensão da equação (2.14).

Part Number	Voltage Rating	Current Rating	Breaking Capacity	Minimum Breaking Current	Cold resistance and watts loss in free air at rated current		Joule Intergral (I ² t)	
	U _n	I _n	I ₁	I ₃	m Ω	W	A ² s	
	kV	A	kA	A			Minimum Pre-Arcing	Maximum Total Clearing
7.2SDLSJ6.3	7.2	6.3	40	20	205	11	4.8X10 ¹	6.5X10 ²
7.2SDLSJ10	7.2	10	40	31	99.7	19	2.5X10 ²	2.7X10 ³
7.2SDLSJ16	7.2	16	40	49	65.1	23	5.5X10 ²	8.2X10 ³
7.2SDLSJ20	7.2	20	40	49	48.9	27	9.7X10 ²	1.1X10 ⁴
7.2SDLSJ25	7.2	25	40	80	32.6	28	5.7X10 ²	8.0X10 ³
7.2SDLSJ31.5	7.2	31.5	40	100	26.0	36	8.9X10 ²	1.0X10 ⁴
7.2SDLSJ40	7.2	40	40	114	16.0	36	2.0X10 ²	2.2X10 ⁴
7.2SDLSJ50	7.2	50	40	143	12.9	46	3.2X10 ²	3.2X10 ⁴
7.2SDLSJ63	7.2	63	40	180	8.14	45	8.0X10 ²	7.5X10 ⁴

Figura 2.14 – Exemplo de Dados de Catálogo de um Fusível de Média Tensão. Fonte: [24].

2.5. ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE CMCPs

Os Conjuntos de Manobra e Controle de Potência (CMCPs) são parte essencial dos sistemas elétricos de potência. São normalmente invólucros metálicos para montagens em paredes (sobrepostas ou embutidas) ou no piso (autossustentáveis) [25]. Dentro dos CMCPs podem estar instalados diversos dispositivos de manobra (disjuntores, contadores, chaves seccionadoras), controle (relés auxiliares, relés de supervisão) e proteção (relés secundários microprocessados). Não é objetivo deste trabalho entrar na filosofia de construção e aplicação de CMCPs, caso o leitor tenha interesse a referência [25] apresenta uma discussão sobre o tema em detalhes.

Para melhor entendimento dos conceitos relacionados à superação de CMCPs é preciso entender primeiramente a composição do mesmo. A Figura 2.15 apresenta a estrutura típica de um CMCP compartimentado.

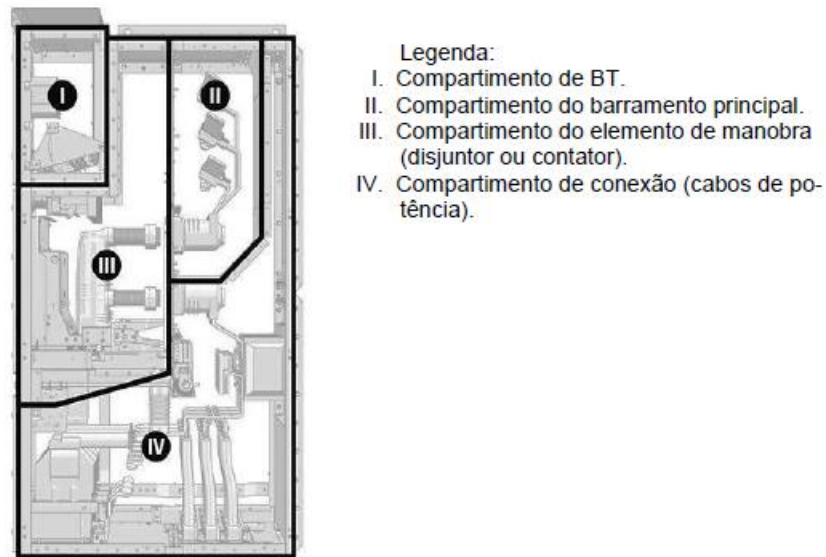


Figura 2.15 – Compartimentação típica de um CMCP de Média Tensão. Fonte: [25].

Para o estudo de superação, o compartimento II é o de principal interesse. Na ocorrência de uma falta os barramentos e o disjuntor sofrerão os maiores estresses, e como o disjuntor é analisado separadamente, a suportabilidade do CMCP está diretamente ligada aos barramentos.

O invólucro metálico dos CMCPs é aterrado pela malha de aterramento da subestação e os barramentos são sustentados mecanicamente por isoladores. Na ocorrência de uma falta, a interação entre as correntes em cada fase resulta em estresses mecânicos elevados. A equação para cálculo da força exercida nos isoladores é dada por (2.15):

$$F_{m3} = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{l}{a_m} \cdot i_{p3}^2 \quad (2.15)$$

Onde F_{m3} é a força no condutor principal (fase) central devido a um curto-circuito trifásico; μ_0 é a constante magnética da permeabilidade do vácuo; l é a distância entre o centro de linha dos suportes; a_m é a distância efetiva entre condutores principais adjacentes e; i_{p3} é o valor instantâneo de pico do primeiro semiciclo da fase com maior assimetria. Assim, o primeiro ponto a ser analisado é a superação pela corrente de pico (“*instant value of crest*”), comparando os dados disponibilizados nas folhas de dados (FDs) dos fabricantes com os resultados do estudo de curto-circuito. Em caso de superação, os barramentos podem ser arrancados de seus suportes na ocorrência de uma falta, causando a destruição mecânica do

CMCP.

O segundo e último ponto a ser analisado é a suportabilidade térmica dos barramentos, ou seja, a corrente térmica de curta duração (“*value equivalent thermal*”) que são capazes de conduzir sem comprometimento de sua integridade. Na FD do fabricante consta o tempo para o qual o painel foi testado e a corrente simétrica de teste, que deve ser comparada a corrente de regime permanente I_k obtida no estudo de curto-circuito. A Figura 2.16 apresenta um exemplo de FD típica de um CMCP utilizado em sistemas industriais.

5	CHARACTERISTICS OF THE ELECTRICAL SYSTEM SUPPLIER:		
	RATED VOLTAGE (kV):	13,8	
	RATED FREQUENCY (Hz):	60	
	NUMBER OF PHASES:	03	
	SHORT-CIRCUIT CURRENT	IEC	ANSI/IEEE
	INITIAL VALUE EFFECTIVE SYMMETRICAL (kA)	50	50
	INSTANT VALUE OF CREST (kA)	130	130
	EFFECTIVE VALUE IN REG. PERMANENT (kA)	-	-
	VALUE EQUIVALENT THERMAL P/1s - I_{th} (kA)	50	50
	RESPECT X/R	-	-
	GROUNDING SYSTEM:	BY RESISTOR	

Figura 2.16 – Exemplo de uma FD relativa a um CMCP de Média Tensão

2.6. ANÁLISE DE SATURAÇÃO DE TRANSFORMADORES DE CORRENTE

Nos sistemas elétricos de potência as correntes envolvidas no sistema são elevadas e, portanto, é necessária a redução das magnitudes das correntes para valores suportáveis pelos equipamentos secundários de monitoramento, controle e proteção, como multimedidores, controladores e relés. Para este fim são utilizados os TCs, que estabelecem uma relação de transformação entre a corrente que circula pelo seu primário e a corrente que circula em seu secundário.

Um TC é composto basicamente por um núcleo de ferro e dois enrolamentos: primário (usualmente, com poucas espiras) e secundário (com um número maior de espiras). A Figura 2.17 mostra um circuito magnético básico de um TC.

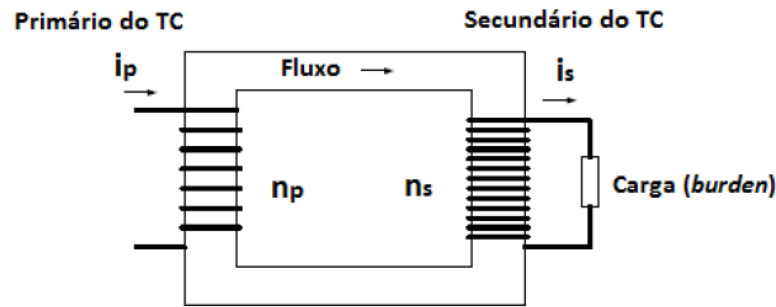


Figura 2.17 – Circuito Magnético de um TC. Retirado de [26].

Partindo dos conceitos básicos, sabe-se que a força magnetomotriz, em Ampère-espira, de ambos os enrolamentos deve ser igual e é definida pelo produto entre o número de espiras e a corrente que circula por elas, representada por (2.16):

$$i_p \cdot n_p = i_s \cdot n_s \quad (2.16)$$

Então, a **Relação de Transformação de Corrente (RTC)** é dada por (2.17):

$$\frac{i_p}{i_s} = \frac{n_s}{n_p} = RTC \quad (2.17)$$

Esta é a grandeza principal a ser especificada para um TC, junto da sua corrente nominal primária e secundária e o **fator térmico nominal**. O fator térmico nominal é um multiplicador da corrente nominal que estabelece o limite de corrente que o TC é capaz de conduzir permanentemente sem que haja dano térmico. Assim, um TC especificado com a relação de 4000-5A e fator térmico de 1,2 estabelece uma RTC de 800 e a máxima corrente primária de regime permanente de 4800A.

Ainda com relação à integridade física dos TCs, são especificadas as capacidades dinâmicas e térmicas de curta duração. A capacidade térmica de curta duração está relacionada à capacidade de condução de corrente do TC durante 1 segundo, e é tipicamente estabelecida como 80 vezes a corrente nominal do TC, podendo variar entre fabricantes [27]. Já a corrente dinâmica representa a máxima corrente assimétrica que o TC é capaz de conduzir sem sofrer danos mecânicos. A IEC estabelece um fator de 2,5 vezes a corrente térmica de curta duração [27], assim, para um TC com uma corrente térmica de $80 \times I_N$, sua corrente dinâmica suportável será $200 \times I_N$.

Outro ponto que deve ser definido ao se especificar um TC é sua classe de

exatidão. Para aplicação em sistemas de proteção, a classe de exatidão típica utilizada é de 10% com um **fator de sobrecorrente (FS)** igual a 20 [28]. O FS estabelece o limite de corrente para o qual a classe de exatidão especificada é garantida. Assim um TC de classe de exatidão 10% com FS igual a 20 implica que, para uma sobrecorrente de até 20 vezes sua corrente nominal, o maior erro do TC será de 10%, caso o mesmo esteja alimentando sua carga nominal.

O terceiro ponto a ser especificado em um TC é sua carga nominal, também conhecida como “*burden*”. A carga nominal representa a máxima impedância conectada ao secundário do TC, para qual é possível garantir sua classe de exatidão para o FS especificado. A unidade utilizada para a carga nominal do TC varia conforme a norma e tipicamente é representada pela potência aparente nominal ou tensão secundária nominal. A norma brasileira ABNT NBR 6856 especifica a carga nominal em função da tensão, assim considerando que o TC de 4000-5A comentado anteriormente possui uma tensão secundária nominal de 100V, a impedância nominal pode ser calculada através de (2.18):

$$Z_n = \frac{V_n}{FS \cdot i_{ns}} = \frac{100}{20 \times 5} = 1\Omega \quad (2.18)$$

Por fim, o último ponto a ser especificado é a classe do TC que, segundo a norma brasileira, é dividida em duas:

- Classe A: possui impedância do enrolamento secundário que não pode ser desprezada, ou seja, a reatância de dispersão do enrolamento secundário possui valor significativo e deve ser considerada;
- Classe B: possui baixa impedância interna. A reatância de dispersão do enrolamento secundário possui valor desprezível e não é considerada no cálculo da impedância total do circuito do secundário. Porém, a resistência do enrolamento secundário deve ser considerada.

Baseado nestes conceitos a norma brasileira estabelece a especificação de TCs no formato **XXYZZZ**, onde XX é a exatidão do TC para um FS igual a 20 (para TCs de proteção), Y é a classe do TC e ZZZ, a tensão nominal secundária. Assim, um TC de proteção com dado de placa 10B100 representa um TC de exatidão de 10% para FS igual a 20, de baixa impedância interna e com tensão nominal secundária de 100 V. Uma pergunta interessante a ser feita é: o que ocorre quando as condições nas quais o TC está instalado superam sua especificação?

Caso a corrente do TC seja superior a sua corrente nominal multiplicada pelo fator térmico nominal, existe o risco de dano térmico permanente, e, portanto, esta condição deve ser evitada. Desta forma, a corrente nominal do TC deve ser maior ou igual à máxima corrente de carga do sistema. Caso a carga nominal do TC e/ou o FS sejam excedidos, o TC pode entrar em saturação. Para melhor entendimento do fenômeno da saturação de TCs é necessário apresentar alguns conceitos relativos ao seu núcleo.

O fenômeno da saturação ocorre quando um aumento na aplicação de um campo magnético externo não resulta em um aumento significativo na magnetização do material, de modo que a densidade de campo magnético quase não varia. Os núcleos utilizados na fabricação de TCs possuem baixa permeabilidade magnética, ou seja, são dimensionados para suportar uma densidade de campo magnético elevada. Porém, a fim de minimizar as dimensões e custos de fabricação, o núcleo é dimensionado de forma que opere no início da região de saturação para o FS especificado, caso tenha carga nominal conectada ao secundário. A Figura 2.18 apresenta o circuito equivalente utilizado para análise do TC para melhor entendimento da saturação.

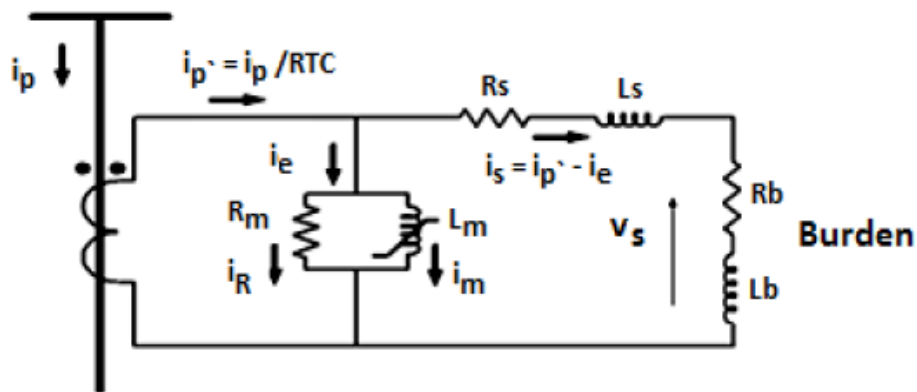


Figura 2.18 – Circuito Equivalente de um TC. Retirado de [26].

Sendo:

- R_m a resistência referente às perdas no núcleo;
- L_m a indutância de magnetização;
- R_s a resistência dos enrolamentos do secundário;
- L_s a indutância de dispersão do secundário;
- R_b e L_b a impedância da carga conectada ao TC. No cálculo destas grandezas devem ser levados em consideração a impedância dos

cabos que interligam o TC ao dispositivo (ida e volta) junto da impedância equivalente do canal de medição do dispositivo;

- i_p a corrente do primário referenciada ao secundário;
- i_e a corrente de excitação do TC;

Para um TC 10B100 com corrente nominal secundária de 5A e com carga nominal em seu secundário, a corrente secundária máxima que garante sua exatidão será 100A e a corrente de excitação será de aproximadamente 10A, resultando no erro de 10%. A Figura 2.19 mostra algumas curvas características de excitação de TCs, evidenciando que, para a corrente de excitação de 10A, o TC já opera na região de saturação.

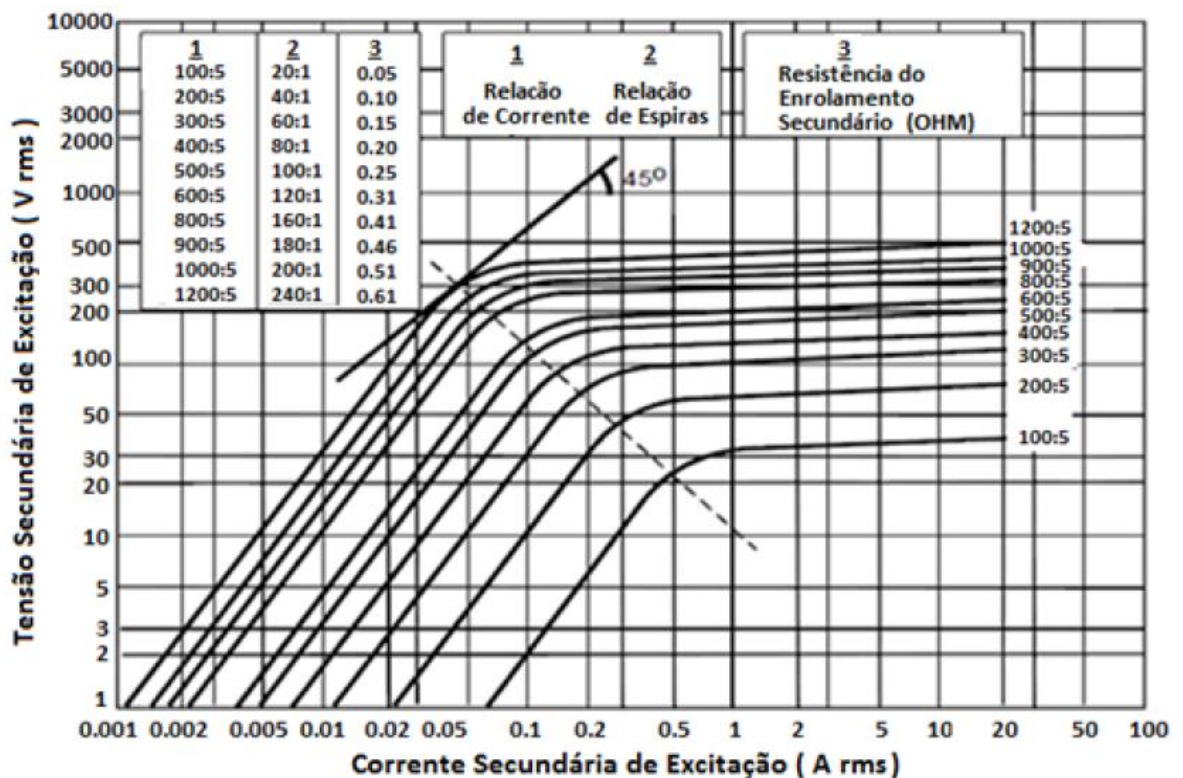


Figura 2.19 – Curvas de Excitação Típicas de TCs da classe B [26].

Assim, com o aumento da corrente, a tensão no secundário também irá aumentar levando a um crescimento rápido e não linear da corrente de excitação, causando deformações na corrente secundária, caracterizando a chama **saturação CA**. É interessante notar que, para um TC com 100 V de tensão secundária nominal, a tensão de excitação para a condição limite de saturação será maior que 100 V, devido a queda de tensão no enrolamento secundário antes dos terminais

de conexão da carga. A saturação CA pode ser definida como a saturação que ocorrerá para uma falta simétrica, na corrente de regime permanente. A Figura 2.20 ilustra a saturação CA de um TC. As curvas em azul mostram os valores ideais instantâneos e RMS da componente fundamental. As curvas em preto mostram as mesmas grandezas com a saturação do TC. É possível notar que o valor RMS no secundário é consideravelmente reduzido, causando leituras incorretas que podem levar a operações indevidas dos equipamentos de proteção associados.

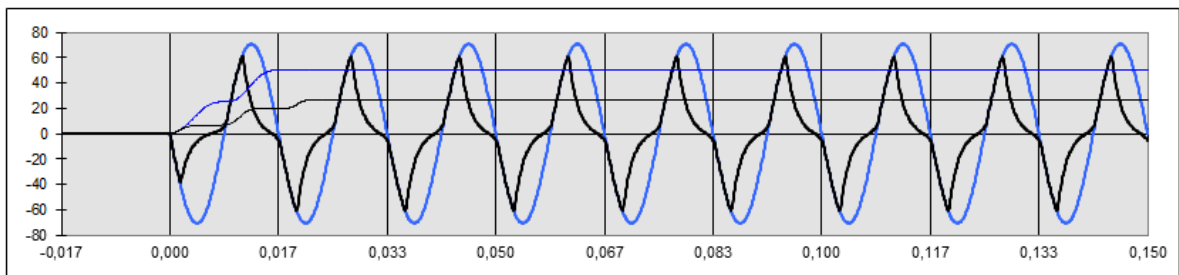


Figura 2.20 – Saturação CA de um TC, grandezas RMS e instantâneas. Valores ideais em azul e reais em preto. Corrente secundária (A) por tempo (s).

Existem duas formas principais de evitar ou minimizar a saturação CA em TCs. A primeira é a seleção da corrente nominal do TC de forma que o curto máximo não ultrapasse 20 vezes este valor, de forma que, mesmo com carga nominal a tensão do secundário não supere o valor especificado. Esta solução pode apresentar problemas na sensibilidade e precisão na medição de correntes de carga do sistema. Por serem tipicamente muito inferiores as correntes de curto-circuito, a corrente no secundário no TC pode não ser suficiente para sensibilização de relés que também executam funções de medição e controle (aplicações típicas na indústria, onde modelos mais novos de relés microprocessados não executam apenas funções de proteção).

A segunda solução é a mais utilizada na indústria com o aumento do uso de relés microprocessados e consiste em reduzir a impedância de carga do TC. Os canais de medição de corrente dos relés microprocessados atuais representam cargas muito baixas, na faixa de miliohms, e reduzindo o comprimento e/ou aumentando a bitola dos cabos de interligação dos TCs aos relés, a impedância de carga pode ser reduzida e, portanto, a tensão no secundário do TC será menor que a nominal mesmo para correntes que excedam o FS, evitando a saturação. O IEEE Std C37.110 [28] apresenta o critério da equação (2.19) para evitar saturação CA:

$$V_s \geq Z_s \cdot \frac{I_p}{RTC} \quad (2.19)$$

sendo Z_s a impedância total do secundário (TC mais carga) e I_p a corrente de curto-circuito simétrica no primário.

Toda análise anterior foi feita para correntes simétricas. Porém, assim como nas análises de superação dos demais equipamentos apresentadas anteriormente, a assimetria da corrente de curto-circuito amplifica o fenômeno de saturação dos TCs. A componente CC da corrente resulta em uma componente CC no fluxo magnético que decai de acordo com duas constantes de tempo, a do circuito de força (relação X/R) e a do circuito do secundário do TC [26]. Esta componente CC no fluxo aumenta a densidade de fluxo magnético nos TCs, podendo levá-los à saturação mesmo que a componente simétrica da corrente não o faça. Este fenômeno é conhecido como **saturação CC** de TCs e a Figura 2.21 mostra o comportamento da corrente secundária de um TC com saturação CC.

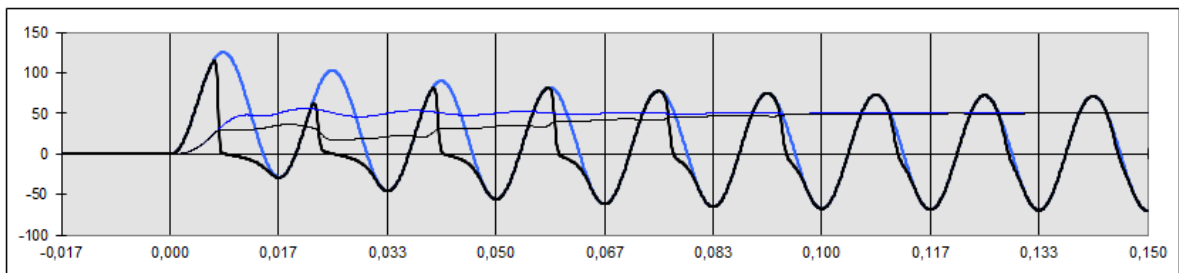


Figura 2.21 – Saturação CC de um TC, grandezas RMS e instantâneas. Valores ideais em azul e reais em preto. Corrente secundária (A) por tempo (s).

Verifica-se uma saturação de grande intensidade nos instantes iniciais do curto-circuito, podendo resultar no atraso na atuação das proteções de relés de sobrecorrente eventual perda de seletividade do sistema de proteção. A fim de evitar a saturação CC, o IEEE Std C37.110 [28] apresenta os seguintes critérios em (2.20):

$$V_s \geq Z_s \cdot \frac{I_p}{RTC} \cdot \left(1 + \frac{X}{R}\right) \text{ para burden resistivo} \quad (2.20)$$

$$V_s \geq Z_s \cdot \frac{I_p}{RTC} \cdot \left(1 + \frac{X}{R} \cdot \frac{R_s + R_{burden}}{Z_s}\right) \text{ para burden com parcela indutiva}$$

Apesar de ser uma alternativa para evitar a saturação de TCs, a solução é de difícil aplicação prática para relações X/R elevadas, uma vez que o fator (1+

X/R) pode resultar em um sobredimensionamento dos TCs que implica em núcleos de grandes dimensões físicas. Estes núcleos maiores representam custos mais elevados e até mesmo a impossibilidade de instalação dentro de CMCPs devido a restrições de espaço físico disponível. Assim, os TCs são dimensionados dentro de certas limitações e a saturação CC estará presente na grande maioria das aplicações. Cabe aos responsáveis pelos estudos de proteção proporem ajustes de forma que os relés possam conviver com as formas de onda saturadas, uma vez que a exatidão das leituras dos relés de sobrecorrente nem sempre é essencial, e sim sua capacidade de detecção de distúrbios.

Para casos mais críticos e aplicações específicas, são utilizados os TCs para classes transitórias TPX, TPY e TPZ [29]. Estas três classes possuem núcleos majorados de forma a minimizar a saturação ou aumentar o tempo para saturação frente a correntes de curto-circuito assimétricas e religamentos automáticos. Os TCs da classe TPX possuem apenas núcleos majorados, sendo similares aos TCs tradicionais. Já nas classes TPY e TPZ são inseridos entreferros no núcleo de forma a minimizar o fluxo remanente após interrupção da corrente de falta. Assim, estes TCs são utilizados basicamente em sistemas com esquemas de religamento automático, de forma a melhorar o desempenho do TC quando ocorrem religamentos sob falta. Como na indústria a maioria das faltas que ocorrem são permanentes e requerem intervenção da equipe de manutenção, esquemas de religamento automático não são usuais e, conseqüentemente, os TCs das classes TPY e TPZ são difíceis de serem encontrados. A solução mais comum no ambiente industrial são os TCs padrões associados às medidas que garantem a correta operação do sistema citadas acima.

2.7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foi apresentada toda a base teórica que será utilizada para interpretação e análise dos resultados obtidos no estudo de caso e entendimento do restante do texto. Iniciou-se com os conceitos básicos relacionados ao comportamento das correntes de curto-circuito, passando pela metodologia IEC para cálculo de curto-circuito em sistemas elétricos e encerrando com a análise dos principais impactos destas correntes no sistema: superação de disjuntores, fusíveis e CMCPs e saturação de TCs.

3. APLICAÇÃO DE LIMITADORES DE CURTO-CIRCUITO EM SISTEMAS INDUSTRIAIS

3.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O capítulo anterior apresentou os principais impactos que correntes de curto-circuito elevadas podem ter em um sistema elétrico. Muitas vezes a especificação de equipamentos capazes de suportar estas correntes pode ser economicamente inviável, ou até mesmo não existirem no mercado equipamentos capazes de suportar tais solicitações. Assim, limitar o nível de curto-circuito em certos pontos do sistema pode ser um pré-requisito para viabilizar a implantação de novos empreendimentos, sejam plantas industriais novas ou expansões de plantas já em operação.

Neste contexto, este capítulo apresenta as principais aplicações de LCCs para sistemas elétricos em geral e, em seguida, os principais modelos de LCCs encontrados na literatura, em fase de teste ou em aplicações reais.

3.2. PRINCIPAIS APLICAÇÕES DE LIMITADORES DE CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO

O contínuo crescimento da geração de energia elétrica e a conexão de produtores independentes no sistema elétrico interligado causam variações no fluxo de carga no sistema. De forma a otimizar a distribuição deste fluxo nas linhas de transmissão, o número de interconexões no sistema aumenta. Assim, uma maior capacidade de geração (sem interface via eletrônica de potência em seu ponto de conexão) associada a um sistema altamente malhado resulta no crescimento das correntes de curto-circuito, podendo alcançar ou superar os limites de equipamentos que estão em operação [30].

Caso os limites operativos de disjuntores e/ou barramentos sejam superados, os mesmos devem ser substituídos. Os custos relativos à compra e a troca dos equipamentos nos pátios das subestações não devem ser os únicos a serem levados em consideração, sendo que este procedimento nem sempre é de fácil execução, podendo implicar na interrupção de fornecimento de energia elétrica por longos períodos e consequente perda de faturamento, além do impacto negativo

nos indicadores de continuidade. Em casos mais críticos são necessárias repotenciações de subestações completas, demandando investimentos acima da capacidade financeira das concessionárias no curto prazo. Neste cenário, o uso de técnicas de limitação de correntes de curto-circuito e dispositivos LCCs se torna uma solução economicamente atrativa.

Para sistemas elétricos industriais, uma situação semelhante à exposta anteriormente pode ser observada. Muitas plantas industriais crescem gradativamente, sofrendo ampliações sucessivas. De forma a suprir a crescente demanda do processo industrial, transformadores de maior potência são instalados. Paralelismos permanentes entre transformadores também são utilizados, visando ampliação da capacidade de fornecimento ou redundância, para obter maior confiabilidade no fornecimento de energia.

No cenário atual de crescente aumento das tarifas de energia elétrica, projetos de sistemas de geração própria se tornam mais atrativos, o que resulta no aumento do nível de curto-circuito nas subestações principais, devido ao paralelismo entre o sistema de geração própria e o sistema da concessionária.

Portanto, analogamente ao que ocorre nos sistemas das concessionárias, os limites operativos de equipamentos elétricos das plantas industriais podem ser superados, resultando na necessidade de substituição de disjuntores ou de CMCPs completos. Os custos destes investimentos podem ser impeditivos e se tornarem a principal restrição para o crescimento de unidades industriais.

Uma condição particular para sistemas industriais são sistemas que operam em alto mar, conhecidos como “*offshore*”, como plataformas de extração de petróleo e navios. Estes sistemas são supridos apenas por geradores locais e o metro quadrado tem custo muito elevado [3]. Assim, uma solução típica se baseia em utilizar a própria tensão de geração dos geradores como a tensão de distribuição do sistema. Porém, geradores eletricamente próximos resultam em níveis de curto-circuito elevados com relação X/R também elevada, podendo tornar o investimento inviável, não só economicamente, como também tecnicamente devido a restrições de equipamentos disponíveis no mercado. Neste tipo de sistema, a aplicação de dispositivos LCCs é usual.

Neste contexto, o interesse em técnicas de limitação de correntes de curto-circuito e o desenvolvimento de novos dispositivos LCCs têm aumentado [1, 30,

31]. As técnicas de limitação de correntes de curto-circuito tipicamente utilizadas são:

- Separação de redes com desligamento sequencial de linhas de transmissão ou alimentadores. Esta técnica de alta complexidade pode resultar em instabilidade do sistema e/ou desligamentos indevidos.
- Separação de barras e segregação do sistema. A desconexão do sistema altera o fluxo de carga e pode piorar o perfil de tensão das barras, diminuindo sua robustez.
- Introdução de níveis de tensão mais elevados. Esta solução de alto custo implica na substituição de vários equipamentos. Restrições de espaço físico podem inviabilizar esta alternativa;
- Instalação de transformadores com impedância de curto-circuito elevada.

Devido às desvantagens associadas às duas primeiras técnicas, muitas vezes são consideradas apenas como soluções paliativas ou provisórias, até que uma solução definitiva mais robusta seja executada. A solução baseada em dispositivos LCCs é tida como uma das soluções definitivas de melhor custo x benefício, uma vez que pode evitar a necessidade de substituição de equipamentos.

A aplicação mais usual para dispositivos LCC é na interconexão entre barramentos, conforme Figura 3.1. Com a aplicação de apenas um LCC, o sistema não precisa ser dimensionado para a capacidade total de curto-circuito, uma vez que a contribuição entre barramentos será reduzida.

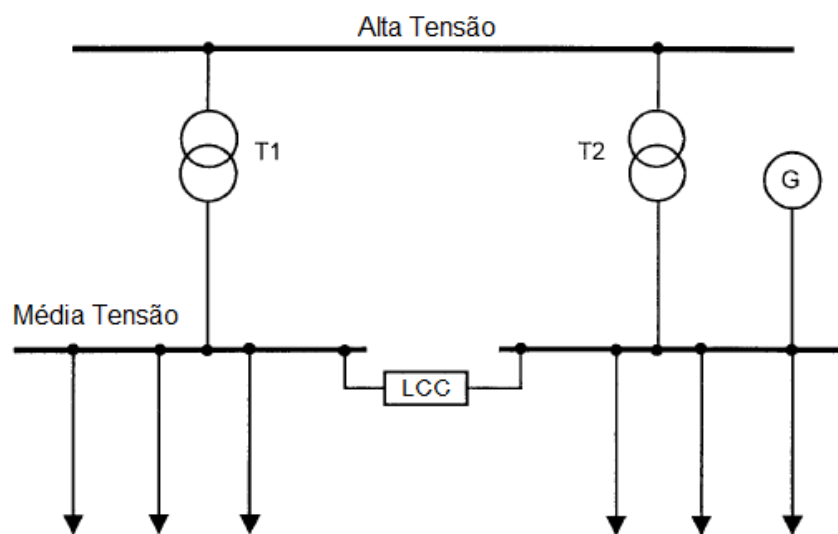


Figura 3.1 – LCC Aplicado na Interconexão entre Barramentos. Adaptado de [30].

Outra aplicação encontrada é a conexão de um LCC em cada entrada do barramento, conforme Figura 3.2. Esta solução reduz a contribuição de todas as fontes, de forma que o sistema possa ser dimensionado para correntes menores. A desvantagem é a necessidade de uso de um LCC para cada fonte existente, aumentando o custo de implantação.

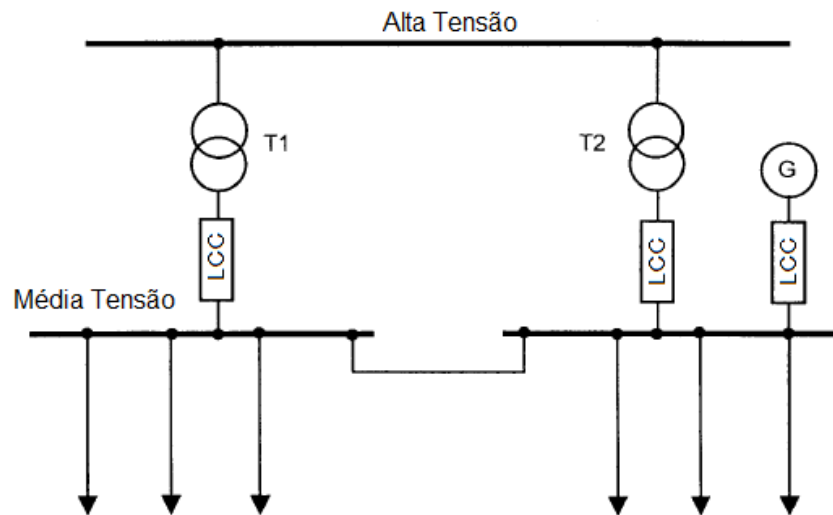


Figura 3.2 – LCC Aplicado nas Entradas dos Barramentos. Adaptado de [30].

A terceira e última aplicação típica é a conexão de um LCC em cada saída do sistema, desta forma os subsistemas serão dimensionados para correntes de falta menores, porém o sistema principal de alimentação deverá ser dimensionado para capacidade máxima. Outra desvantagem desta solução é a quantidade de dispositivos LCCs a serem instalados no sistema, aumentando consideravelmente o seu custo. A Figura 3.3 ilustra esta aplicação.

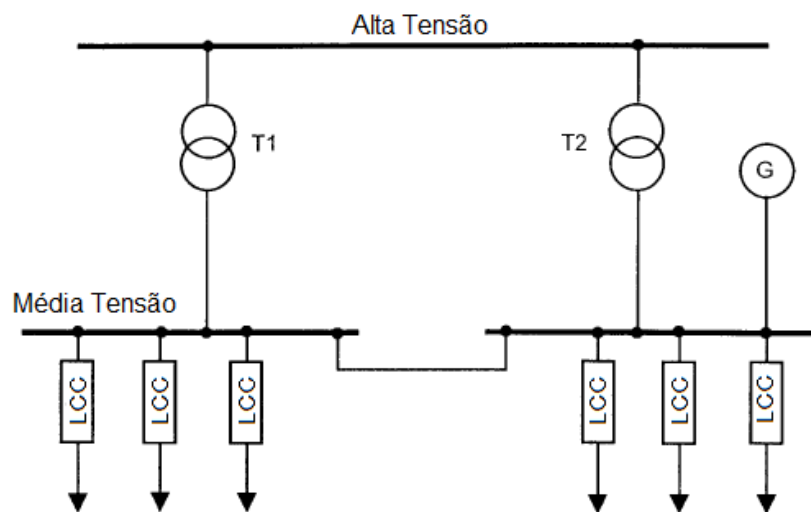


Figura 3.3 – LCC Aplicado nas Saídas dos Barramentos. Adaptado de [30].

3.3. PRINCIPAIS MODELOS DE DISPOSITIVOS LCC

Na literatura é possível encontrar diversas tecnologias relacionadas a dispositivos LCC, sendo que algumas já têm seu uso consolidado e são utilizadas em diversas aplicações, outras estão em fase de desenvolvimento e testes. Os LCCs são tipicamente divididos pela sua forma de atuação como:

- Passivos: aumentam a impedância do sistema tanto em operação normal, quanto em condições de falta, não alterando suas características;
- Ativos: possuem impedância baixa em operação normal, porém, em condição de falta, sua impedância cresce rapidamente.

Os principais dispositivos e suas características de funcionamento são apresentados nos próximos itens.

3.3.1. SUPERCONDUTORES

Os LCCs baseados em supercondutores são dispositivos ativos que trabalham com a característica de rápida variação das propriedades destes materiais. Para condições adequadas de temperatura, campo magnético e densidade de corrente, os supercondutores podem conduzir correntes com resistência virtualmente nula. Quando uma destas grandezas excede o valor crítico, a resistência do material cresce rapidamente. Assim, os LCCs supercondutores apenas reduzem as correntes de falta, que deverão ser interrompidas por disjuntores tradicionais. Após a eliminação da falta e o restabelecimento das condições normais, o material recupera sua característica supercondutora, sem que seja necessária sua substituição. Os dois tipos básicos de LCCs supercondutores são:

- Resistivo: este dispositivo trabalha com a variação da resistência pelo aumento da corrente. Para correntes de carga, a resistência do LCC é desprezível, porém, na ocorrência de uma falta, a corrente excede o valor crítico e a resistência do supercondutor aumenta rapidamente, limitando o pico da corrente de falta. Segundo [4], tempos inferiores a 1 ms podem ser alcançados entre a ocorrência do curto-circuito e sua limitação.
- Indutivo: funciona basicamente como um pequeno transformador. O

supercondutor do tipo indutivo é acoplado magneticamente com o circuito a ser protegido. O enrolamento primário possui condutividade normal e consiste de várias espiras; já o enrolamento secundário é supercondutor e consiste, na maioria das vezes, de uma única espira. O supercondutor tem características diamagnéticas enquanto em seu estado supercondutor, porém, com o aumento do campo magnético acima de seu valor crítico, há a perda de suas características supercondutoras e o núcleo passa a ser magnetizado, inserindo uma impedância elevada no circuito, limitando a corrente de falta.

Diversas referências [4, 6, 8, 9, 32] apresentam modelos de LCC supercondutores para cálculos de transitórios, desenvolvimento de novas tecnologias e estudos de viabilidade e aplicação em sistemas elétricos de concessionárias. Por ser uma tecnologia nova ainda existem desconfianças quanto a sua aplicação, mas protótipos vêm sendo testados em campo [30].

A maior restrição com relação à aplicação deste tipo de LCC é com relação ao resfriamento. Para que o material se comporte como um supercondutor deve ser mantido a temperaturas abaixo de 77K (para os considerados “supercondutores de alta temperatura”). Assim, o sistema de resfriamento, utilizando nitrogênio líquido, aumenta consideravelmente o custo do dispositivo. Sendo esta a principal razão de não ser aplicado em sistemas industriais.

3.3.2. ELETRÔNICA DE POTÊNCIA

Com o desenvolvimento do tiristor de alta potência (TCR) na década de 60, a aplicação da eletrônica de potência em sistemas elétricos de concessionárias começou a se desenvolver. Buscando melhorar o desempenho e o controle do sistema, os FACTS (“Flexible AC Transmission Systems”) foram criados e junto deles algumas funcionalidades como o capacitor série controlado por tiristor (TCSC, do inglês, *Thyristor Controlled Series Compensator*) foram desenvolvidas. A Figura 3.4 mostra um desenho esquemático de um TCSC.

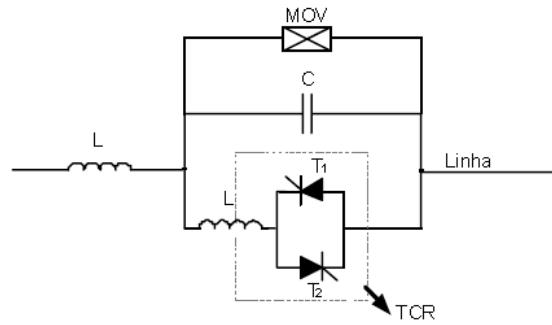


Figura 3.4 – Esquemático de um TCSC. Fonte: [4].

O TCSC é capaz de controlar sua reatância continuamente, operando como um capacitor ou indutor dependendo do disparo dos TCRs. Assim, em caso de detecção de uma falta, o controlador do TCSC mantém os TCRs em condução, deixando a reatância indutiva em seu valor máximo e, conseqüentemente, reduzindo a corrente de curto-circuito. Desta forma, estes modelos de LCCs são classificados como ativos.

A referência [10] apresenta um circuito ressonante baseado em eletrônica de potência utilizado como LCC. Outras aplicações podem ser encontradas em [4, 5]. Para este dispositivo, o fator custo é um complicador ainda maior, pois fabricar um equipamento deste tipo apenas para limitação da corrente de curto-circuito é economicamente inviável. Uma solução interessante para sistemas elétricos de concessionárias é incorporar a funcionalidade de limitação de curto-circuito junto às demais já existentes nos dispositivos FACTS.

3.3.3. DISPOSITIVOS PIROTÉCNICOS

Os fusíveis limitadores apresentados na seção 2.4.3 são soluções efetivas e de baixo custo para limitação de correntes de curto-circuito. Porém, têm sua maior restrição de aplicação em sistemas com correntes nominais elevadas. Devido às características construtivas, fusíveis limitadores com corrente nominal acima de 400A não são usuais e, quanto maior for a corrente nominal do fusível, menor será a capacidade de limitação da corrente de curto-circuito.

As Figuras 3.5 e 3.6 mostram dois diagramas de limitação de corrente de curto-circuito dos fabricantes de fusíveis Bussmann e SIBA. O eixo horizontal representa o valor RMS da corrente simétrica de falta e o eixo vertical o valor instantâneo de pico. A reta AB representa a relação entre o valor de pico e o valor RMS

da corrente de falta. As demais retas representam a característica de limitação do fusível para cada corrente nominal, e claramente a capacidade de limitação do pico da corrente diminui com o aumento da corrente nominal.

Não existe uma padronização da relação utilizada na representação da reta AB do diagrama de limitação. A título de exemplo, o fabricante Bussmann apresenta o diagrama de limitação da Figura 3.5 considerando o sistema de teste com uma relação X/R igual a 6,6 [33], sendo o fator de pico associado, calculado utilizando a equação (2.4), de aproximadamente 2,32. Já o fabricante SIBA representa o diagrama de limitação desconsiderando qualquer assimetria, ou seja, com um multiplicador igual à raiz de dois vezes a corrente RMS, conforme verificado na Figura 3.6. De toda forma, esta ausência de padronização não representa um problema, uma vez que a característica de limitação do fusível se modifica apenas no trecho entre as retas considerando e desconsiderando a assimetria. A Figura 3.7 apresenta um comparativo de uma mesma curva de limitação para duas retas AB distintas.

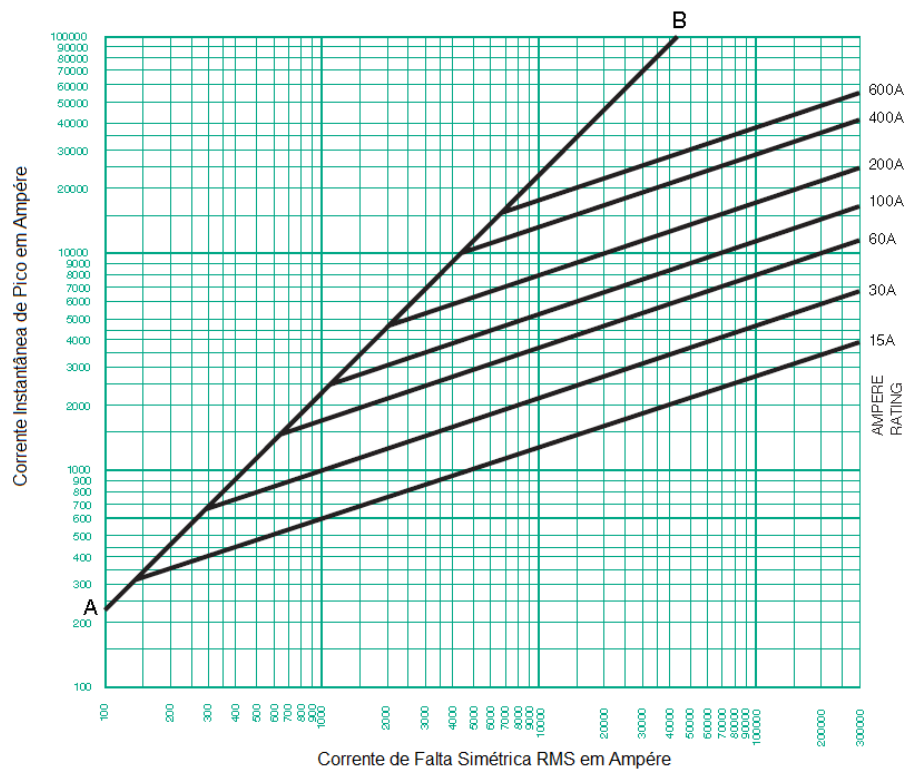


Figura 3.5 – Diagrama de Limitação de Corrente de Curto-Circuito. Fabricante Bussmann [33].

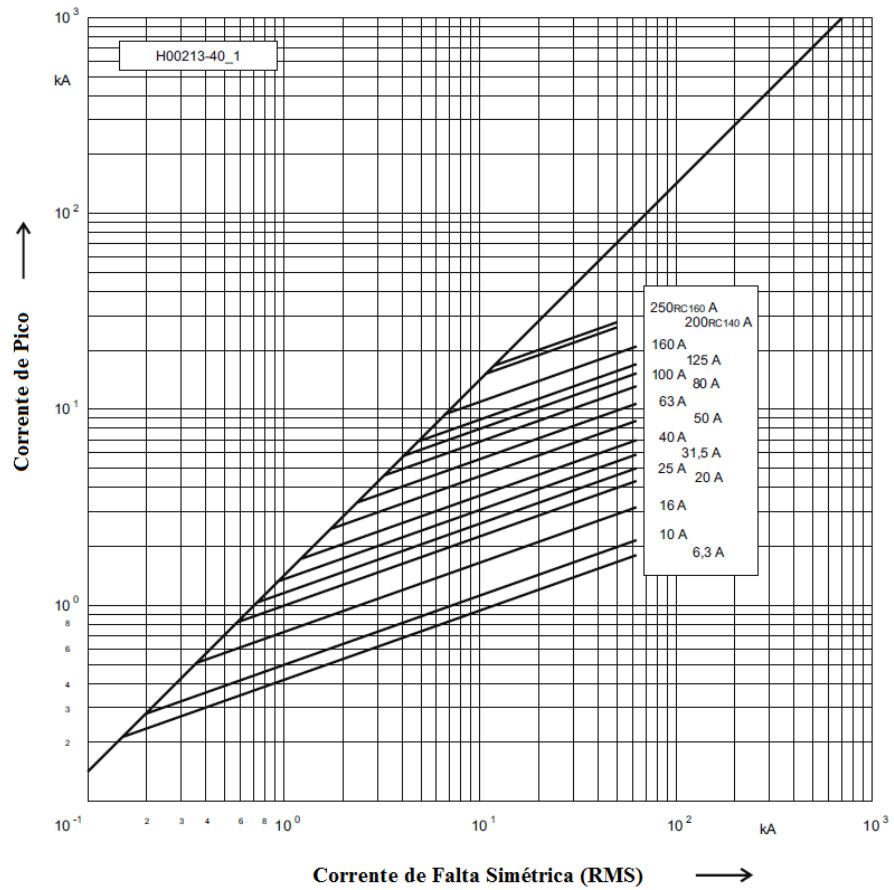


Figura 3.6 – Diagrama de Limitação da Corrente de Curto-Circuito. Fabricante SIBA [34].

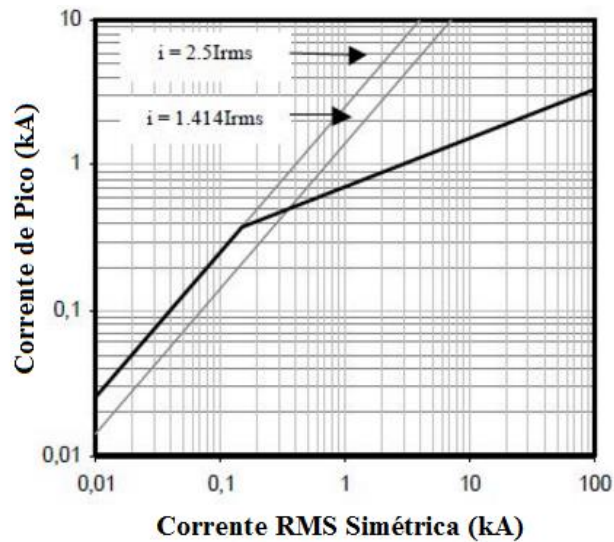


Figura 3.7 – Impacto da Reta de Referência no Diagrama de Limitação.

Os dispositivos pirotécnicos foram criados de forma a contornar estas limitações. São dispositivos constituídos por duas câmaras em paralelo. Uma câmara contém um condutor de cobre que conduz a corrente de carga nominal, viabilizan-

do sua aplicação para sistemas com correntes de carga elevadas. Em paralelo existe uma câmara com um fusível limitador, que servirá como meio de extinção da corrente de curto-circuito. O condutor de cobre é estrangulado em um ou mais pontos e nestes estrangulamentos são montadas cargas explosivas. As Figuras 3.8 e 3.9 apresentam as características construtivas dos dois dispositivos pirotécnicos encontrados no mercado, Is-Limiter e CLiP dos fabricantes ABB e G&W, respectivamente.

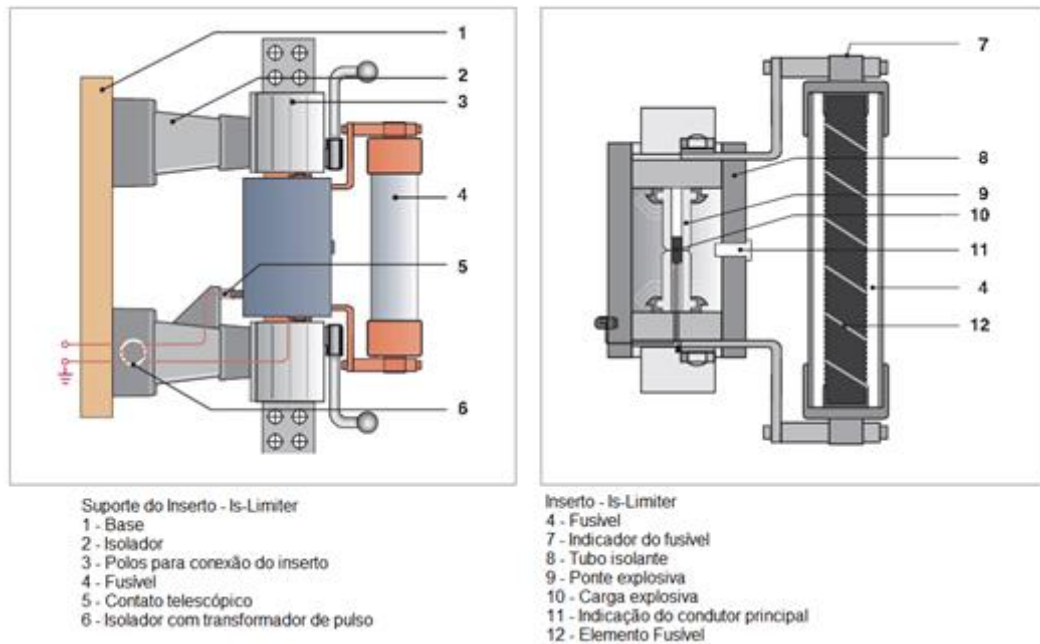


Figura 3.8 – Construção do Is-Limiter [35].

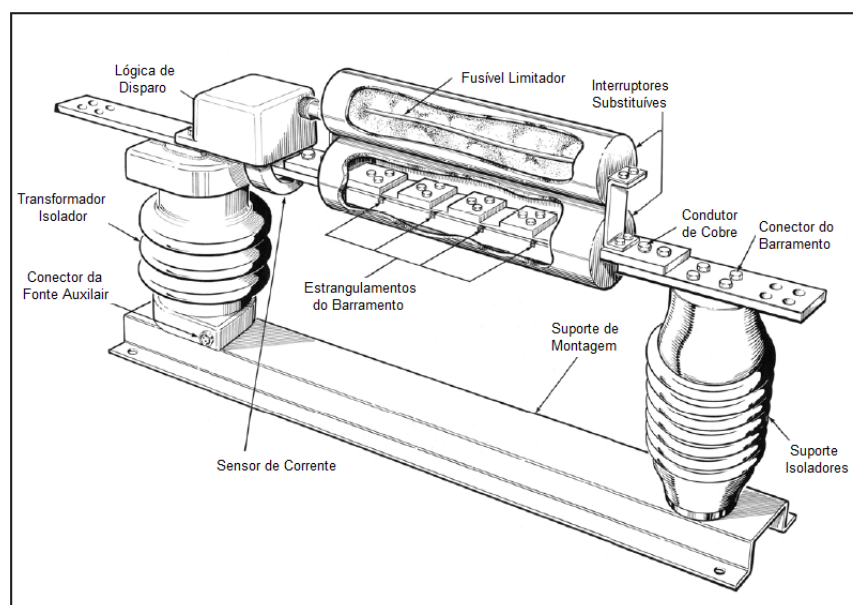


Figura 3.9 – Construção do CLiP [36].

O princípio de funcionamento dos dispositivos pirotécnicos se baseia em uma rápida detecção da corrente de curto-circuito através de sua **lógica de disparo**. A lógica de disparo se baseia em ajustes relativos ao valor instantâneo e à taxa de variação da corrente. O procedimento detalhado de ajuste do disparo de um dispositivo pirotécnico é apresentado no Capítulo 4.

Com o sistema em funcionamento normal, a corrente de carga circulará apenas pelo condutor de cobre. Na ocorrência de uma falta a lógica de disparo é satisfeita, as cargas explosivas são ativadas, seccionando o barramento principal e forçando a corrente a circular pelo fusível limitador. Como o fusível não conduz a corrente de carga, o mesmo é especificado apenas com relação a sua capacidade de interrupção e enquanto a corrente de falta deve ser limitada. Conforme apresentado no capítulo anterior, o fusível se rompe e extingue a corrente de arco rapidamente, eliminando o defeito e seccionando o circuito em menos de meio ciclo da frequência do sistema [35, 36]. A Figura 3.10 ilustra o passo-a-passo do princípio de funcionamento de um LCC pirotécnico.

A principal desvantagem deste tipo de dispositivo é o seccionamento do circuito e a necessidade de substituição de ambas as câmaras, conhecidas como “inserto”, para que o circuito volte a ser ligado. Esta desvantagem o torna uma solução ruim para sistemas elétricos de concessionárias, que estão mais expostos a diversos distúrbios e faltas são relativamente frequentes. Porém, o mesmo não ocorre em sistemas elétricos industriais, pois estes são controlados e passam por manutenções continuamente, uma vez que um desligamento pode resultar em grandes prejuízos financeiros. Assim, LCCs pirotécnicos têm uma relação de custo x benefício interessante para a indústria e são soluções típicas utilizadas desde a década de 50 [35]. Estes dispositivos são classificados como LCCs ativos.

3.3.4. REATORES

Os reatores limitadores de corrente de CC são os LCCs de tecnologia mais antiga e, geralmente, os de custo mais baixo [4]. O princípio da aplicação é aumentar a impedância do sistema acrescentando uma reatância no circuito, sendo, portanto, classificados como dispositivos passivos. Como a reatância não pode variar em condições de falta, reatores com núcleo de ar são as soluções mais comuns, evitando a saturação do núcleo para correntes elevadas e conseqüente redução da reatância. Os principais pontos de instalação destes dispositivos no sistema são

exatamente os apresentados nas Figuras 3.1, 3.2 e 3.3, interligação de barramentos, entradas de CMCPs e alimentadores de saídas.

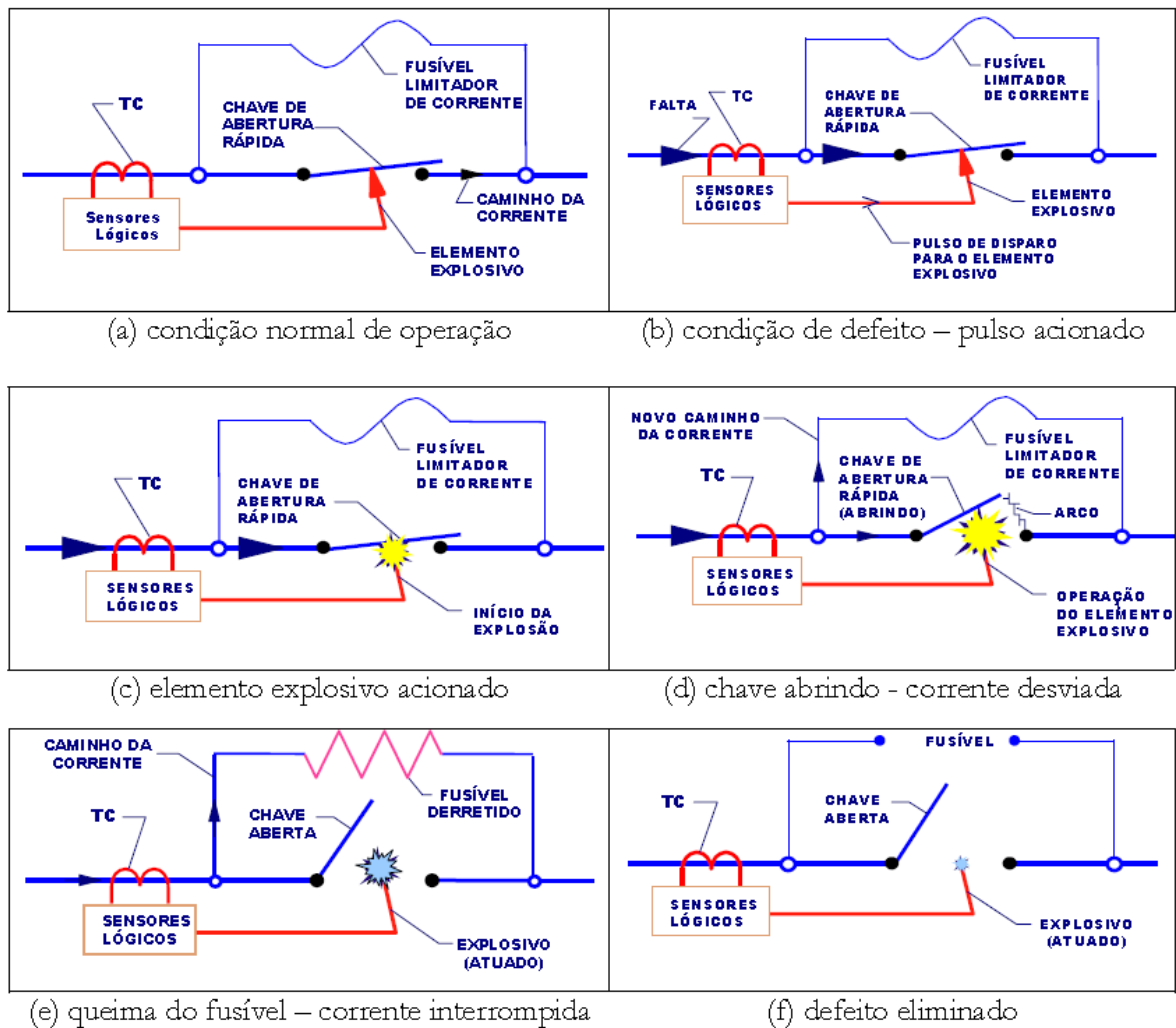


Figura 3.10 - Funcionamento de um Dispositivo Pirotécnico [4].

A especificação de um reator se baseia em simulações de curto-circuito e a estimativa inicial do valor da indutância é feita considerando apenas as contribuições das fontes principais. Por exemplo, um sistema industrial de baixa tensão em 480V é alimentado por um transformador abaixador de 2MVA com impedância igual a 5%. A corrente de curto-circuito simétrica no secundário do transformador pode ser estimada por (3.1):

$$I_{cc} = \frac{1}{0,05} \cdot \frac{2MVA}{\sqrt{3} \cdot 480} \Rightarrow I_{cc} = 48,11kA \quad (3.1)$$

Para reduzir a corrente para 30kA, desprezando as resistências do transformador e do reator, seria necessário uma reatância equivalente calculada em (3.2) e (3.3):

$$I_{cc} = 30kA = \frac{1}{X_{eq}} \cdot \frac{2MVA}{\sqrt{3} \cdot 480} \Rightarrow X_{eq} = 8\% \quad (3.2)$$

$$X_{eq} = X_{transformador} + X_{reator} \Rightarrow X_{reator} = 3\% \quad (3.3)$$

A impedância calculada está nas grandezas base do transformador. Logo, o valor da indutância do reator em Henry, é calculada por (3.4):

$$X_{reator} = 0,03 * \frac{V_b^2}{S_b} \Rightarrow X_{reator} = 3,46m\Omega \quad (3.4)$$

$$\omega L = 3,46m\Omega \Rightarrow L = \frac{3,46m\Omega}{2\pi 60} \Rightarrow L = 9,17\mu H$$

O sistema exemplo foi modelado no ATP e os resultados obtidos estão apresentados na Figura 3.11.

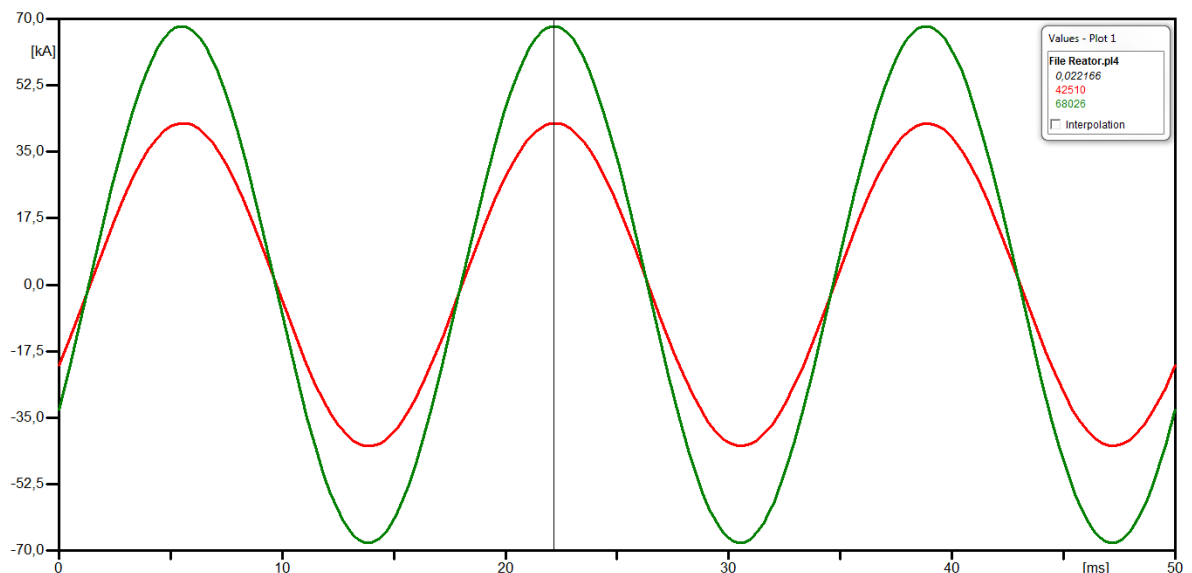


Figura 3.11 – Corrente de curto-circuito do caso exemplo. Em verde, sistema inicial; em vermelho, reator instalado.

A partir deste dimensionamento preliminar, determina-se o fator de qualida-

de (X/R) do reator com base no sistema e são feitos os cálculos de curto-circuito e o ajuste fino do valor da indutância, uma vez que as contribuições de motores e/ou geradores locais aumentam a corrente de falta resultante.

O reator fica inserido no circuito permanentemente e suas características se mantêm constantes tanto para condições normais como para condições de falta. Como sistemas elétricos operam com alto fator de potência, visando melhorar a eficiência e o perfil de tensão das barras, a maior desvantagem do reator em condições normais de operação é o acréscimo das perdas associadas a sua resistência. Porém, nas partidas de motores são demandadas correntes indutivas de alta magnitude, resultando em uma elevada queda de tensão na reatância, em fase com a tensão do sistema. Esta queda de tensão pode interferir na partida do motor além de poder provocar atuação de funções de proteção de subtensão, sendo estes os principais pontos observados na aplicação desta solução em sistemas de baixa tensão. Para sistemas de média e alta tensão, a aplicação de reatores pode aumentar a relação X/R e a severidade das TRTs [7, 37].

Uma solução antiga, porém pouco utilizada, que visa melhorar o desempenho dos reatores para algumas aplicações são os chamados reatores duplex [38]. Os reatores duplex são reatores com “tap” central onde a fonte de alimentação do sistema é conectada, conforme Figura 3.12. A conexão física dos lados do reator é feita de forma que os campos magnéticos se opõem. Assim, em condições em que as correntes em ambos os lados do reator têm valores similares, parte da reatância é anulada, minimizando os impactos do reator no sistema. Para o caso de falta em um dos alimentadores, a corrente em um dos lados do reator cresce consideravelmente e o acoplamento magnético faz com que a reatância efetiva aumente, resultando em uma maior limitação da corrente de curto-circuito. Desta forma, é possível dimensionar um valor de reatância para cada lado do reator duplex menor que o necessário se fossem utilizados reatores padrão em cada lado.

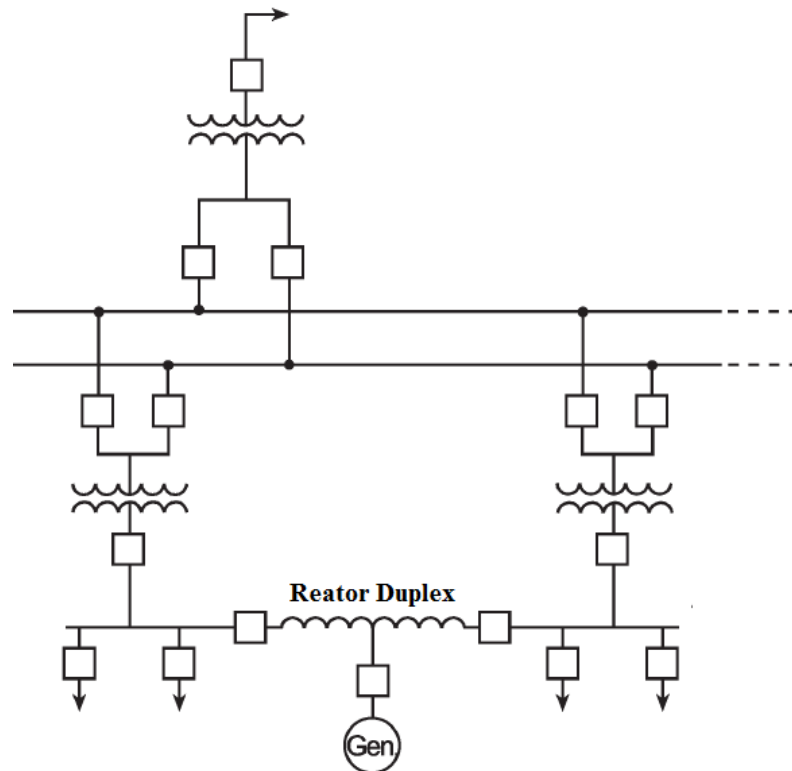


Figura 3.12 – Aplicação de um Reator Duplex. Adaptado de [38].

Outra solução que visa minimizar os impactos dos reatores é seu uso em conjunto com dispositivos pirotécnicos. Conectando ambos em paralelo é possível obter uma solução otimizada. Desta forma o reator fica “curto-circuitado” pelo dispositivo pirotécnico durante a operação normal. No caso de um curto-circuito, o dispositivo pirotécnico atua limitando o pico da corrente de falta. Com a abertura do inserto, a corrente de falta flui pelo reator e o sistema de proteção elimina o defeito. Assim, a planta industrial pode continuar operando em plena carga com o reator até que seja providenciada a substituição do inserto do dispositivo pirotécnico. Esta é uma solução interessante principalmente na conexão de fontes de alimentação, o prejuízo relativo à parada de um processo por algumas horas pode viabilizar o custo adicional de instalação de ambos os LCCs, sendo esta a principal desvantagem deste tipo de solução. A Figura 3.13 ilustra uma aplicação da solução híbrida para limitação da corrente de curto-circuito de uma unidade geradora conectada em paralelo com o sistema elétrico de uma concessionária.

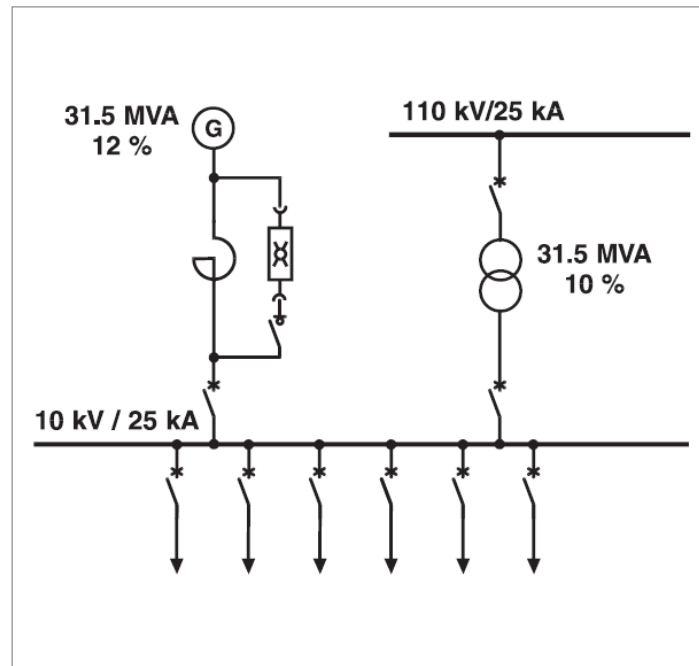


Figura 3.13 – Solução Híbrida de Reator com Dispositivo Pirotênico. Fonte: [35].

Por fim, uma nova abordagem para melhoria do desempenho dos reatores vem sendo desenvolvida: os reatores com núcleo saturado. Em essência, um reator com núcleo saturado opera normalmente na região de saturação e tem uma reatância similar à do reator com núcleo de ar. Em condições de falta, o núcleo sai da saturação, aumentando a reatância do LCC e reduzindo ainda mais a corrente de falta. As principais abordagens que vêm sendo utilizadas para este tipo de equipamento são os supercondutores indutivos [30] e a polarização do núcleo por fontes CC [39].

3.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou as aplicações de LCCs mais usuais para sistemas de concessionárias e indústrias. Também foram apresentados os principais modelos de LCCs encontrados no mercado e na literatura, com foco nos dispositivos que já têm seu mercado consolidado ou nas novas tecnologias que estão em fase de testes. A Figura 3.14 sumariza a classificação dos dispositivos e métodos apresentados.

Um questionário foi enviado pelo Cigrè para empresas de sete países [30], e foi constatado que muitas destas empresas não estão cientes das soluções e reais necessidades da aplicação de LCCs. Das empresas que utilizam LCCs, a maioria

das aplicações está na indústria, utilizando dispositivos pirotécnicos (Is-Limiter) em interligações entre barramentos (71%). O custo dos LCCs é o principal fator para escolha da solução e, através do mesmo questionário, um custo de cinco a dez vezes o preço de um disjuntor seria considerado como adequado para as empresas.

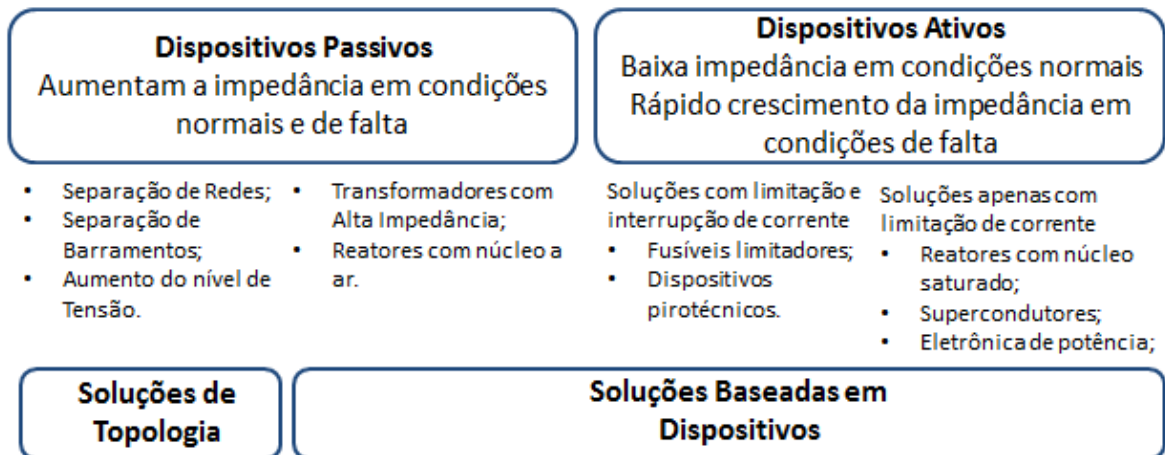


Figura 3.14 – Classificação de LCCs [30].

Por fim, é importante ressaltar que a aplicação de LCCs afeta o comportamento do sistema em condições de falta e, conseqüentemente, tem impacto direto nos sistemas de proteção. Dependendo do princípio de funcionamento da técnica de limitação de corrente utilizada, os conceitos de proteção devem ser adaptados ou revisados de forma a garantir uma seletividade apropriada. Não é escopo deste trabalho detalhar os impactos de LCCs em sistemas de proteção, caso o leitor tenha interesse, as referências [40, 41] apresentam o assunto em detalhes.

4. MODELO DE LIMITADORES DE CURTO-CIRCUITO PIROTÉCNICOS PARA PROGRAMAS DE CÁLCULO DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS

4.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Os LCCs pirotécnicos apresentados no capítulo anterior foram desenvolvidos na década de 1950 e são uma solução amplamente utilizada na indústria desde então. No Brasil a aplicação destes dispositivos teve início na década de 90 [4]. Atualmente, indústrias de diversos segmentos como: siderurgia (CSN, APERAM), óleo e gás (PETROBRAS), mineração (MANESMANN, ANGLO AMERICAN) e celulose (ARACRUZ); possuem estes dispositivos em operação, sendo a principal aplicação relacionada à instalação de unidades de cogeração em seu processo.

Mesmo sendo uma tecnologia já consolidada, não existem muitas informações relacionadas à aplicação de LCCs pirotécnicos na literatura. Os fabricantes dos dispositivos detêm grande parte do conhecimento, e poucas empresas do segmento industrial brasileiro possuem a cultura de divulgação de trabalhos técnicos.

Modelos para cálculos de transitórios eletromagnéticos para LCCs pirotécnicos também são escassos na literatura. Em [2] um estudo sobre atuações indevidas de LCCs pirotécnicos foi desenvolvido e um modelo para os programas computacionais ATP e PSCAD é apresentado sucintamente, sendo a única referência encontrada que apresenta este tipo de modelagem. Sendo assim, este capítulo tem como objetivo apresentar em detalhes um modelo de um LCC pirotécnico para cálculo de transitórios eletromagnéticos, desenvolvido pelo autor.

Primeiramente o modelo proposto é apresentado em detalhes. Em seguida, a implementação do modelo nos programas computacionais Simulink e ATP e os resultados obtidos em ambos são apresentados. Por fim, a metodologia para cálculo dos ajustes de disparo de um LCC pirotécnico é discutida.

Não é escopo deste trabalho introduzir e discutir os programas computacionais utilizados. Caso seja de interesse do leitor, as referências [42, 43, 44, 45, 46, 47] apresentam os conhecimentos básicos necessários para o uso de ambas as ferramentas.

4.2. MODELO DE UM LIMITADOR DE CURTO-CIRCUITO PIROTÉCNICO PARA CÁLCULO DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS

O modelo de um LCC pirotécnico para cálculo de transitórios eletromagnéticos consiste basicamente em uma chave ideal, que será aberta quando a lógica de disparo for satisfeita, em paralelo com o modelo de um fusível limitador. As referências [48] e [49] propõem um modelo de fusível limitador conforme representado na Figura 4.1.

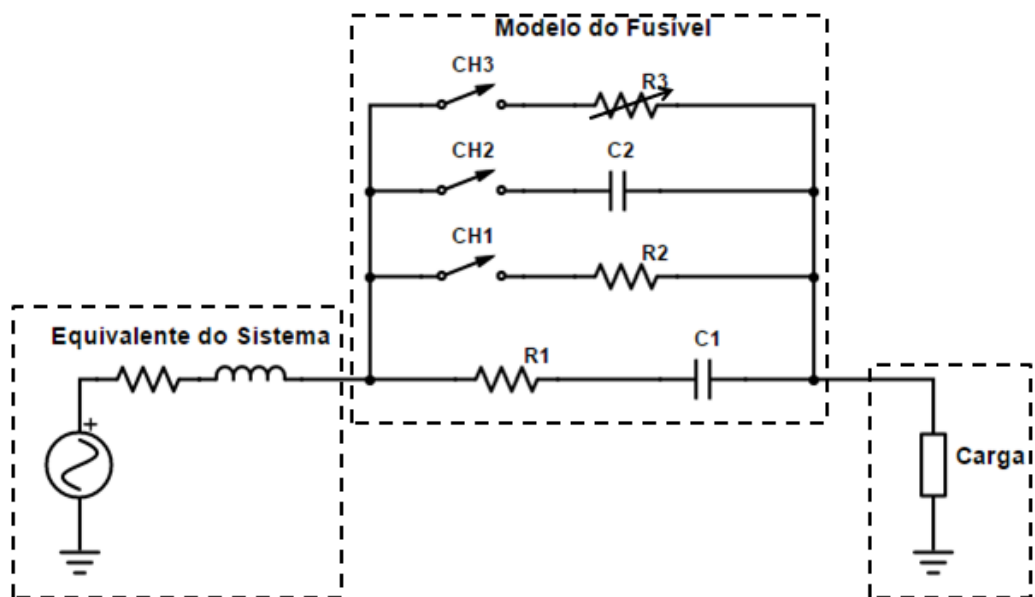


Figura 4.1 – Modelo de um Fusível Limitador.

O modelo busca reproduzir o processo de fusão e extinção da corrente em um fusível limitador apresentado no item 2.4.3. A resistência $R1$ e a capacitância $C1$ representam a impedância parasita do fusível, e têm grande importância na melhoria da estabilidade numérica da simulação. Estes parâmetros são de difícil determinação, no entanto, não têm grande influência na precisão da solução [48], de forma que podem ser atribuídos valores com pouca conexão com a realidade. A resistência $R2$ representa a resistência do fusível antes da fusão do elo, que pode ser obtida através de uma medição simples cuja precisão não é crítica para o desempenho do modelo. A corrente que flui por $R2$ é medida e a integral I^2t é calculada, e quando este valor exceder o especificado pelo fusível, a chave $CH1$, inicialmente fechada, se abre e, simultaneamente, a chave $CH2$ se fecha.

A capacitância C2 simula o crescimento da tensão durante a fusão do elo fusível. Uma estimativa inicial do valor desta capacitância pode ser determinada pelo tempo t_m para que o pico seja atingido, pela corrente média i_m e a tensão máxima desenvolvida nos terminais do fusível v_{max} pela equação (4.1):

$$C_2 \approx \frac{i_m \cdot t_m}{v_{max}} \quad (4.1)$$

A partir da estimativa inicial de C2, o valor deve ser variado até que os resultados obtidos sejam satisfatórios. Todas as três grandezas utilizadas na equação (4.1) podem ser obtidas através das folhas de testes dos fabricantes. Porém, estas folhas de testes não são usualmente fornecidas junto dos fusíveis. Assim, é necessário estabelecer uma forma de se estimar estes parâmetros através de dados típicos e informações das folhas de dados dos fabricantes. O IEEE apresenta valores característicos de sobretensão durante a atuação de fusíveis limitadores para diferentes faixas de tensão [23]. Para fusíveis limitadores com correntes nominais superiores a 12A, o valor de pico da sobretensão está entre 2,25 e 2,5 vezes o pico da tensão nominal do fusível. Desta forma, o parâmetro v_{max} pode ser estimado de forma conservadora como sendo 2,5 vezes a tensão nominal do fusível.

Já a corrente para a estimativa inicial pode ser obtida através do diagrama de limitação de corrente de curto-circuito, como o exemplificado nas Figuras 3.5 e 3.6, considerando o pico máximo para a capacidade de interrupção do fusível utilizado no sistema. Conforme dados apresentados em [23, 48, 49, 50], o tempo até o pico de corrente ocorre em aproximadamente 1ms, sendo este um valor típico para estimativa da capacitância C2.

Quando a tensão nos terminais do fusível exceder um valor máximo estabelecido V_{trans} , a chave CH2 se abre e a chave CH3 se fecha simultaneamente. O valor da tensão de transição V_{trans} deve ser escolhido de forma a minimizar as variações abruptas devido à operação das chaves no modelo e depende das características do sistema em que está inserido. Assim, devem ser feitas simulações com valores variados para este parâmetro até que seja encontrado o valor que reduz as variações abruptas de tensão.

Com o fechamento da chave CH3 a resistência não linear R3 é inserida no

circuito. A resistência R3 tem como objetivo modelar a resistência variável do arco elétrico formado no interior do elo fusível após o rompimento do mesmo. Em [48], é sugerido que a característica da resistência não linear seja obtida a partir dos dados de testes com o maior I^2t . Porém, como as curvas de ensaio dos fusíveis não são de fácil obtenção, é necessário estabelecer uma curva típica que produza resultados coerentes. As referências [48, 49, 50] apresentam curvas de experimentos e simulações de fusíveis distintos, e em todas as três análises a resistência de arco tem um comportamento similar ao da Figura 4.2. A duração do arco e a inclinação da variação da resistência dependem do sistema e do instante da falta [50], porém os valores e a característica da variação da resistência não sofrem grandes alterações.

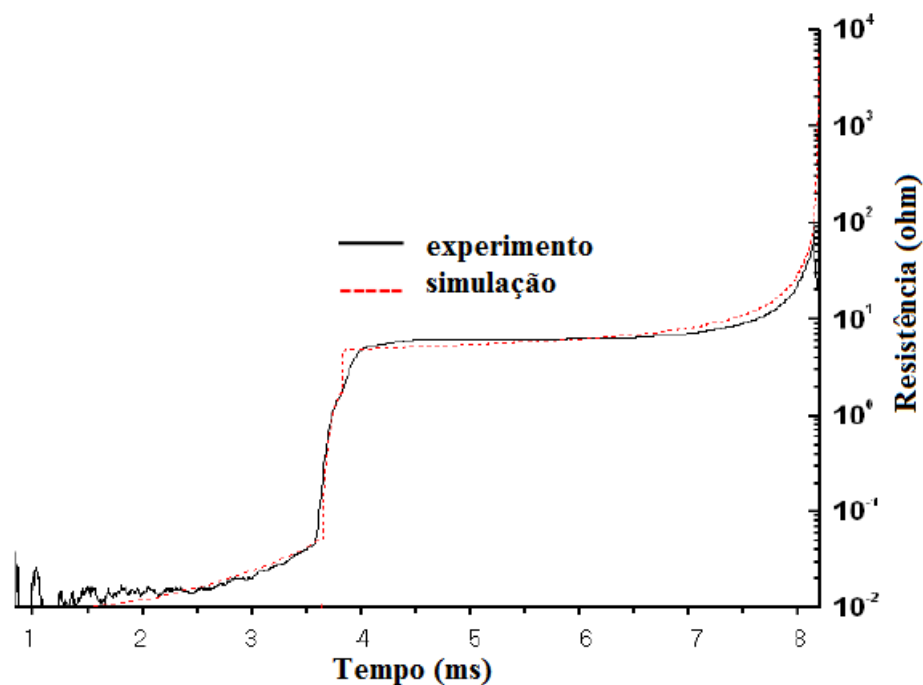


Figura 4.2 – Comportamento da Resistência de Arco. Adaptado de [49].

Assim, a partir dos dados de ensaio apresentados em [48], é possível derivar uma equação típica da corrente em função da tensão para fusíveis de média tensão de 13,8kV. Utilizando uma regressão de segunda ordem, as equações obtidas estão representadas em (4.2) e (4.3):

$$i(t) = -974 + 0,0917 \cdot v(t) + 0,000015 \cdot v(t)^2, \text{ para } v(t) \geq 0 \quad (4.2)$$

$$i(t) = 974 + 0,0917 \cdot v(t) - 0,000015 \cdot v(t)^2, \text{ para } v(t) < 0 \quad (4.3)$$

Para obter o valor da resistência não linear basta dividir a tensão pela corrente calculada. Quando a corrente passar pelo zero pela primeira vez, a chave CH3 se abre, interrompendo o circuito.

A segunda parte do modelo consiste na chave em paralelo ao fusível que será comandada pela lógica de disparo do LCC. A lógica e os ajustes de disparo são as partes mais importantes para a eficácia do dispositivo, uma vez que atuações indevidas podem comprometer o pleno funcionamento do sistema e uma não atuação pode causar danos severos nos equipamentos envolvidos e levar à parada parcial ou mesmo total da planta industrial. Assim, o LCC pirotécnico deve ser ajustado com sensibilidade suficiente para a menor corrente de falta em que sua atuação é necessária, porém insensível a transitórios inerentes à operação, tais como energização de transformadores, chaveamento de capacitores e partidas de grandes motores.

Como o LCC pirotécnico deve atuar antes do primeiro pico da corrente de curto-circuito, o disparo é feito baseado na taxa de variação da corrente. Porém, o uso apenas da taxa de variação pode levar a atuações indevidas quando o sistema está sujeito a transitórios de alta frequência, mesmo que de baixa magnitude. A referência [2] apresenta um estudo sobre atuações indevidas de um LCC pirotécnico devido a problemas em sua lógica de disparo. De forma a mitigar este problema, além do ajuste da taxa de variação é utilizada uma janela de valores instantâneos de corrente estabelecidos como i_1 e i_2 , sendo i_1 a máxima corrente instantânea e i_2 a mínima corrente instantânea da janela. Assim, o disparo apenas ocorrerá caso a taxa de variação exceda o valor ajustado e, simultaneamente, o valor instantâneo da corrente esteja entre i_1 e i_2 , conforme ilustrado pela linha preta na Figura 4.3. Os critérios para definição dos valores de cada um dos ajustes estão apresentados no item 4.4.

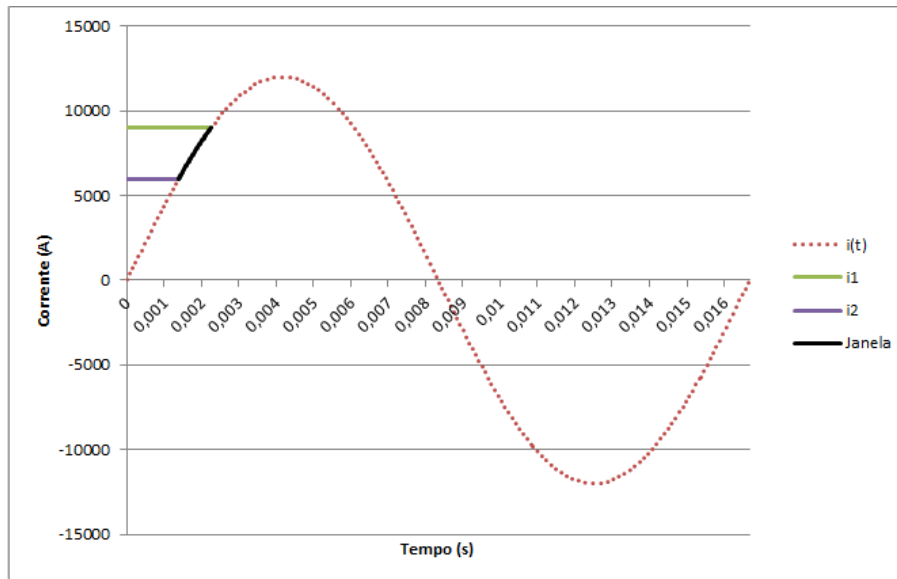


Figura 4.3 – Exemplo de uma Janela de Disparo de um LCC Pirotécnico.

Assim, a Figura 4.4 apresenta o modelo completo do LCC proposto pelo autor, onde a chave CHB representa o condutor que é explodido no disparo e as chaves CHP1 e CHP2 são utilizadas para abertura completa do LCC após extinção da corrente.

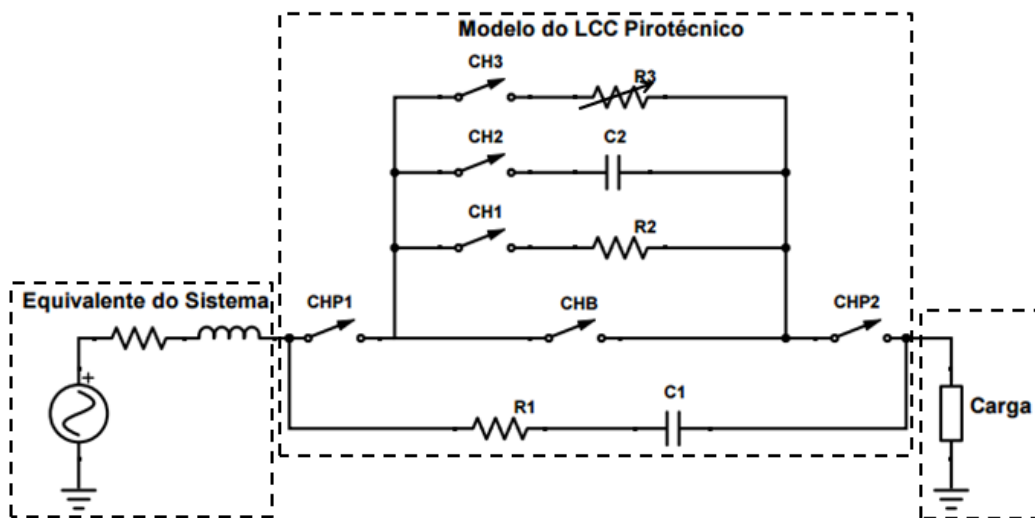


Figura 4.4 – Modelo Completo do LCC Pirotécnico

O fluxograma resumindo o funcionamento do mesmo está representado na Figura 4.5. A implementação do controle das chaves depende diretamente dos recursos disponibilizados pelo programa computacional utilizado, logo, duas formas de implementação estão apresentadas em detalhes no item 4.3.

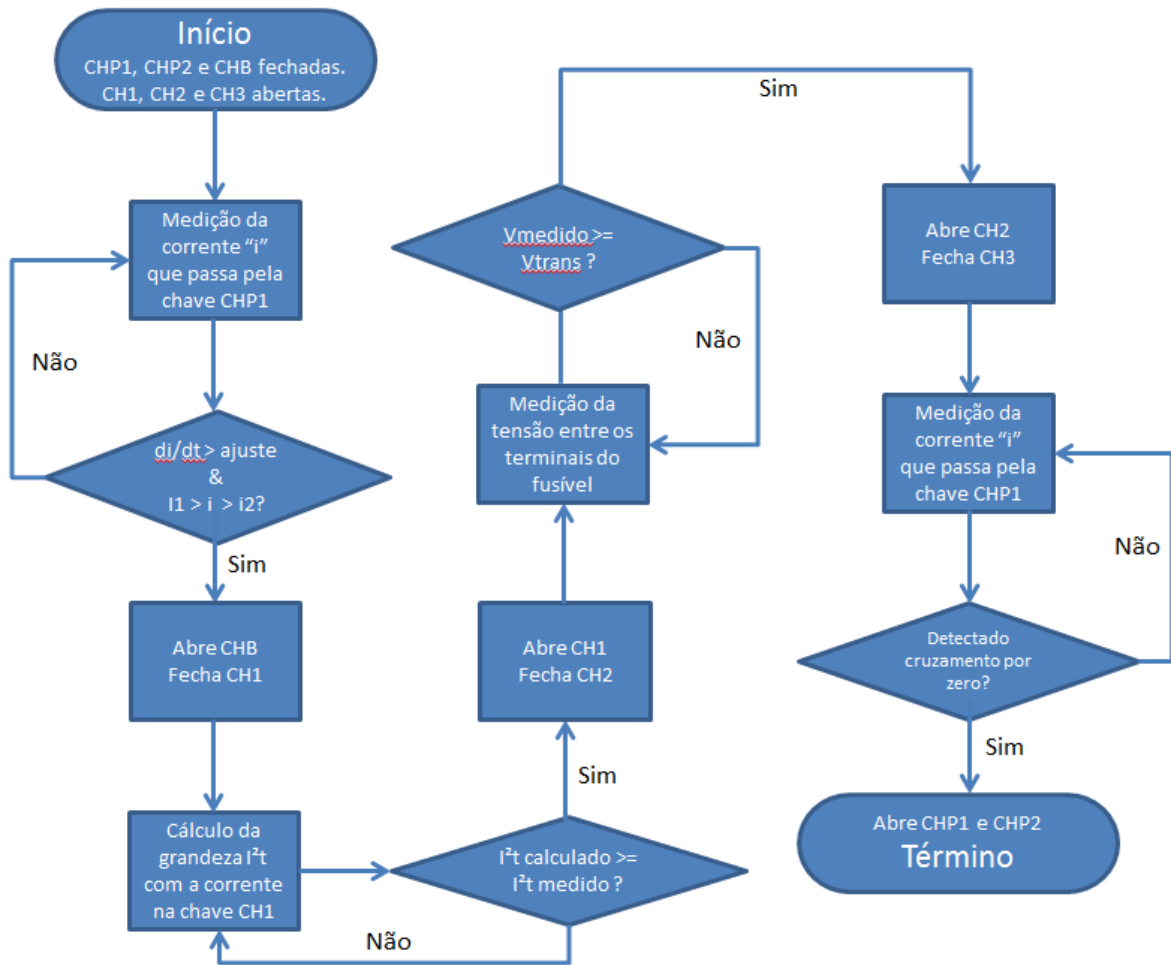


Figura 4.5 – Fluxograma de Controle das Chaves do Modelo.

4.3. IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO PROPOSTO

Para implementação do modelo proposto, primeiramente foi utilizado o programa computacional Simulink, uma vez que sua interface gráfica e as funções disponíveis simplificam o desenvolvimento. Porém, para sistemas de grande porte, o esforço computacional demandado pelo Simulink é grande e seu desempenho, em termos de tempo de simulação, não é satisfatório. Assim, uma vez que o funcionamento adequado do modelo foi obtido no Simulink, o mesmo foi adaptado para o ATP, que servirá de base para o desenvolvimento do estudo de caso.

4.3.1. IMPLEMENTAÇÃO NO SIMULINK

A implementação dos componentes do circuito de potência do modelo implementado no Simulink está apresentada na Figura 4.6.

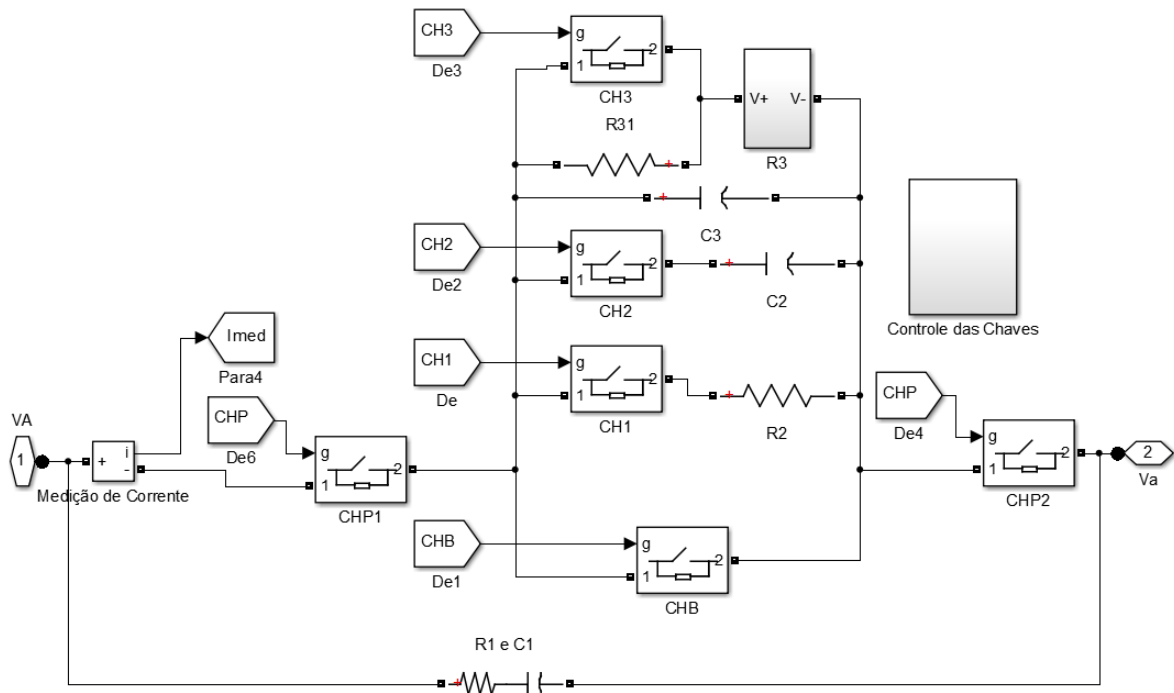


Figura 4.6 – Implementação no Simulink: Circuito de Potência.

Para determinação dos parâmetros e componentes do modelo foi considerado um fusível limitador com tensão nominal igual a 17,5 kV, que atinge o pico de tensão em 1 ms para uma corrente de pico limitada em 6 kA. Assim, a capacitância C2 foi estimada pela equação (4.1) em 100 μ F. Os demais parâmetros foram determinados seguindo a descrição feita no item 4.2. A fim de minimizar os picos de tensão na forma de onda resultante devido ao fechamento da chave que conecta o resistor não linear no circuito, foi inserido o capacitor C3. Devido a uma particularidade na implementação do modelo do resistor não linear no Simulink, descrita a seguir, foi necessária a inserção do resistor R31 não prevista no modelo geral. A Tabela 4.1 apresenta os parâmetros utilizados na simulação.

As chaves utilizadas no modelo são chaves ideais que se fecham quando o sinal na entrada “g” está em 1. Quando o sinal está em 0, a chave se abre, independente do valor de corrente que passa pela mesma. Esta característica pode causar variações bruscas de corrente e, conseqüentemente, picos de tensão. Justificando o uso da capacitância C3.

Tabela 4.1 – Parâmetros do Modelo.

Componente	Valor
R1	100Ω
C1	10μF
R2	0,01Ω
C2	100μF
R31	1MΩ
C3	1μF
di/dt	40000 A/s
I²t	20000 A ² s
V_{trans}	11500 V

A Figura 4.7 mostra a implementação do controle das chaves do modelo, utilizando lógica binária. O “multimedidor2” mede a corrente pela chave principal 1. Para evitar atuações indevidas durante os transitórios numéricos na inicialização da simulação, foi utilizada uma chave que, nos primeiros 10ms, fixa a entrada do primeiro comparador em 0. Após os 10ms, a entrada do comparador será o módulo da derivada da corrente. Quando a derivada exceder o valor configurado no comparador a chave CHB se abre e a chave CH1 se fecha simultaneamente. Para este modelo inicial, não foi utilizada a lógica de disparo por janela. No modelo implementado no ATP a lógica completa foi implementada.

O “multimedidor” também mede a corrente pela chave principal 1, que é elevada ao quadrado e em seguida integrada para calcular a grandeza I²t. A fim de garantir que a energia só será calculada a partir do instante de abertura da chave CHB, o integrador é reinicializado com o fechamento da chave CH1. Quando I²t excede o valor do fusível a chave CH1 se abre e a chave CH2 se fecha simultaneamente.

O “multimedidor1” mede a tensão nos terminais do modelo e compara o módulo da tensão medida com a tensão de transição do fusível. Quando o valor excede a chave CH3 se fecha. Esta transição apresenta muitos problemas de pico de tensão. Uma solução encontrada para minimizar os picos de tensão, além de inserir o capacitor C3, foi retardar a abertura da chave CH2 em 0,15ms.

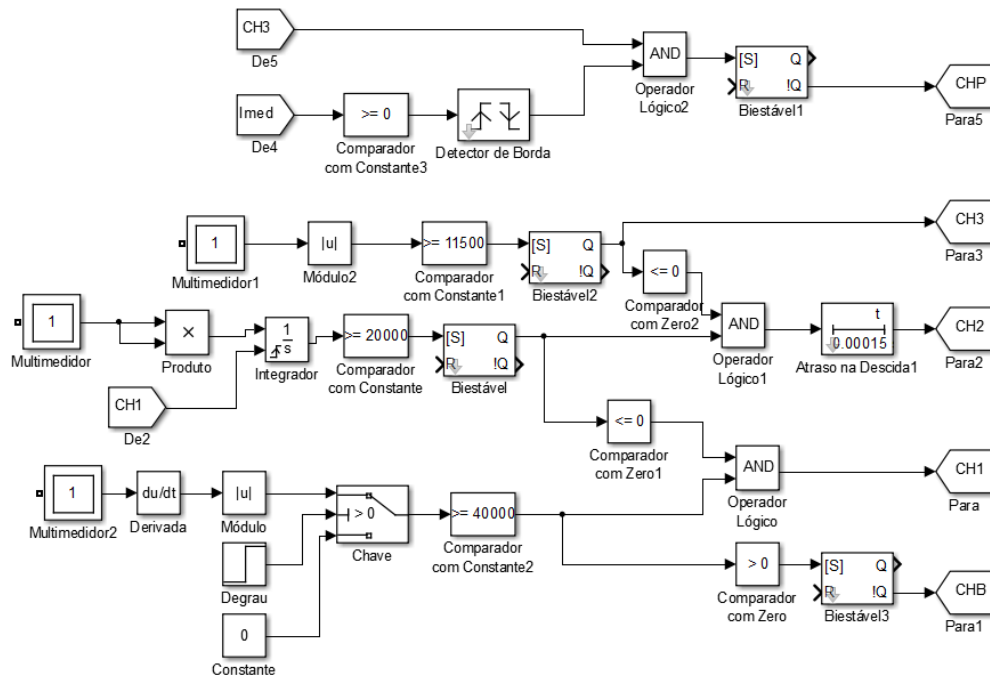


Figura 4.7 – Implementação no Simulink: Controle das Chaves.

Por fim, com o fechamento da chave CH3 é feita uma lógica de detecção de passagem por zero utilizando um comparador com zero e um detector de bordas de subida e descida. Quando uma borda for detectada enquanto a chave CH3 estiver fechada, as chaves principais se abrem permanentemente. A fim de garantir que a abertura das chaves seja sempre permanente, foram utilizados blocos biestáveis sem comando de reinicialização.

A Figura 4.8 apresenta a implementação do resistor não linear no Simulink. Como não existe um bloco de resistor não linear, foi utilizada uma fonte de corrente controlada por tensão. O Simulink proíbe o uso de fontes de corrente em série com chaves, justificando a necessidade do uso da resistência R31 em paralelo com a chave CH3.

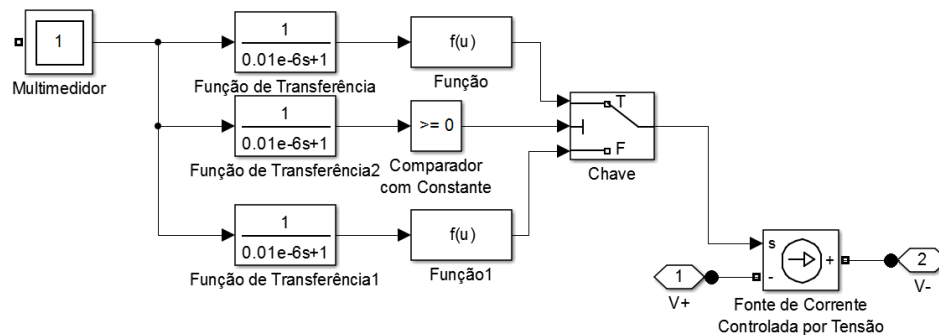


Figura 4.8 – Implementação no Simulink: Resistência Não Linear.

O multimetror mede a tensão entre os terminais do fusível que servirá de entrada dos blocos de função “Função” e “Função1” que implementam as equações (4.2) e (4.3), respectivamente. Para uma tensão maior ou igual a zero, a chave transmite o sinal conectado em “T” para a fonte de corrente. Para uma tensão menor que zero, a chave transmite o sinal conectado em “F”. Como a fonte de corrente depende da tensão do circuito no mesmo instante de tempo, ocorre uma condição de loop algébrico no Simulink. Esta condição ocorre quando as equações que devem ser solucionadas na simulação dependem umas das outras no mesmo instante de tempo. A solução encontrada para quebrar o loop algébrico foi a inserção das três funções de transferência na Figura 4.8, que funcionam como um bloco de atraso de tempo de 0,01µs. Assim, a corrente injetada pela fonte será calculada com base na tensão do fusível 0,01µs antes.

A fim de testar o funcionamento do modelo, foi simulado o sistema monofásico da Figura 4.9, cujos parâmetros estão apresentados na Tabela 4.2.

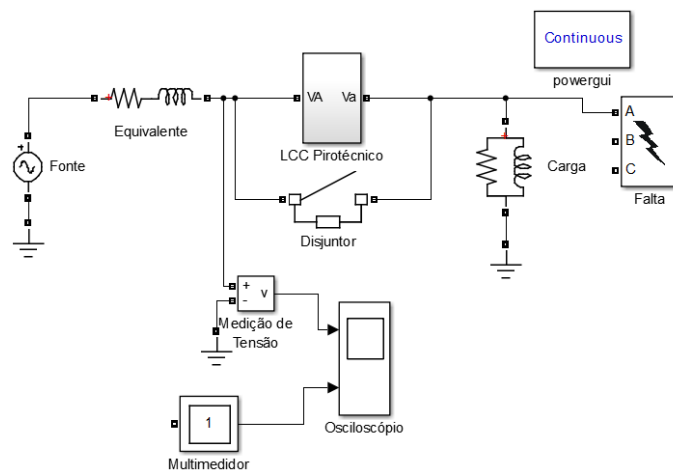


Figura 4.9 – Sistema Utilizado para Teste do Modelo.

Tabela 4.2 – Parâmetros do Sistema Exemplo. Tensão Base = 7967V.

Componente	Valor
$R_{\text{equivalente}}$	0,0474Ω
$L_{\text{equivalente}}$	2,514mH
R_{carga}	333,33kW (190,44Ω)
L_{carga}	133,31kVAr (1,26H)
V_{fonte}	7967V

As Figuras 4.10 e 4.11 mostram o comportamento do sistema com e sem o

LCC em operação para uma falta no instante $t = 50\text{ms}$.

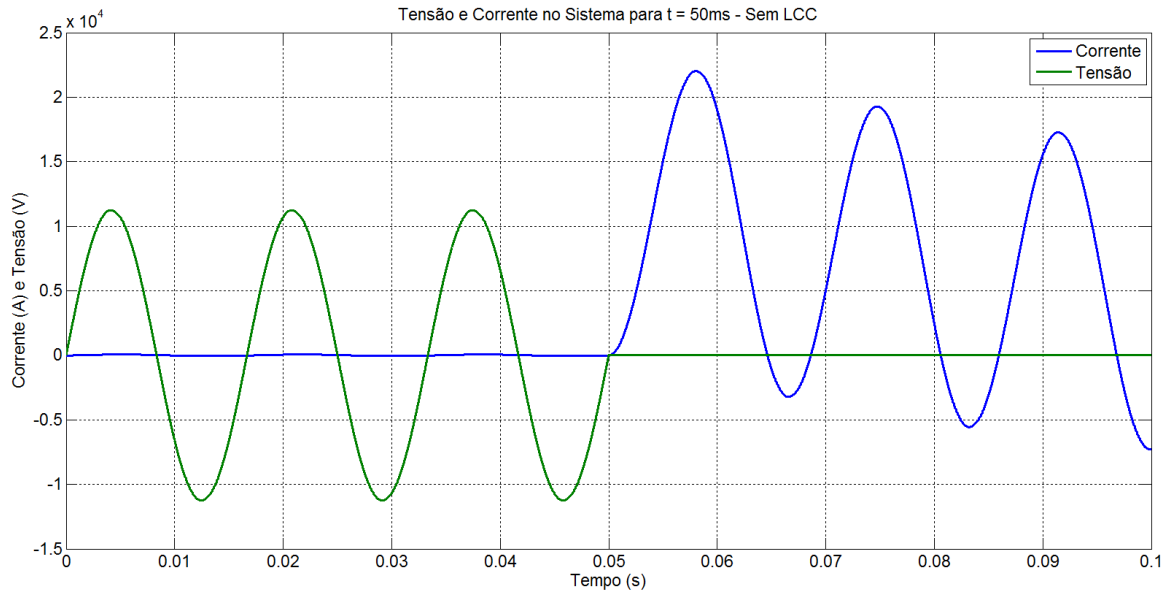


Figura 4.10 – Falta em $t = 50\text{ms}$, sem LCC.

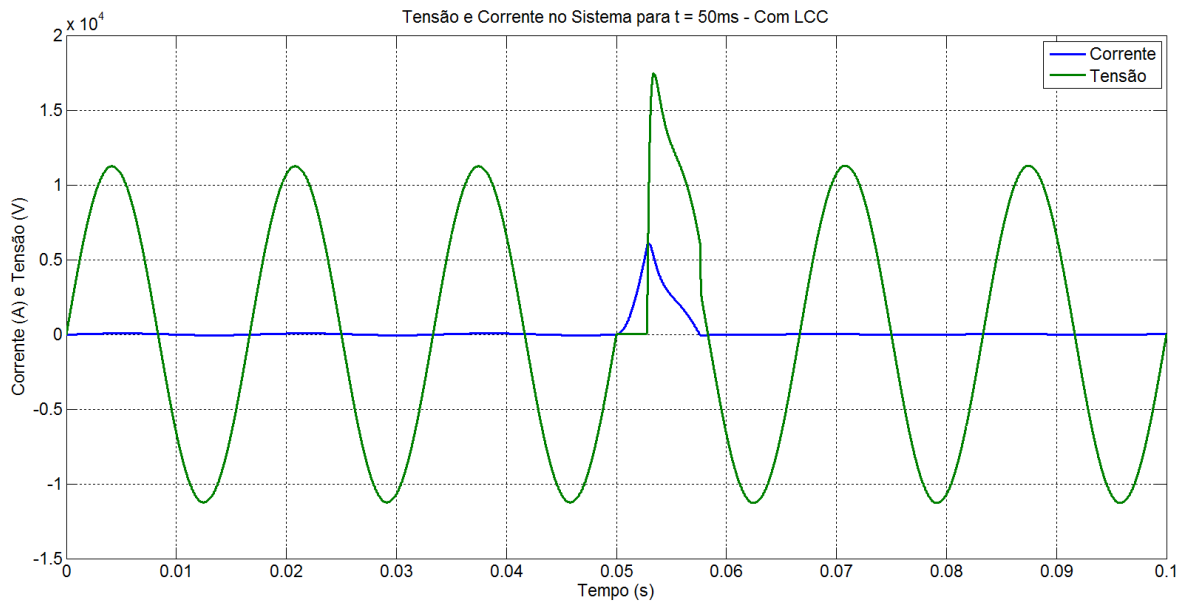


Figura 4.11 – Falta em $t = 50\text{ms}$, com LCC.

As formas de onda obtidas são coerentes com as formas de onda características da operação de fusíveis limitadores apresentadas em [2, 23, 48, 49, 50], duas delas estão reproduzidas na Figura 4.12. A Figura 4.13 apresenta as formas de onda da Figura 4.11 em detalhes para comparação do comportamento obtido com o apresentado na literatura.

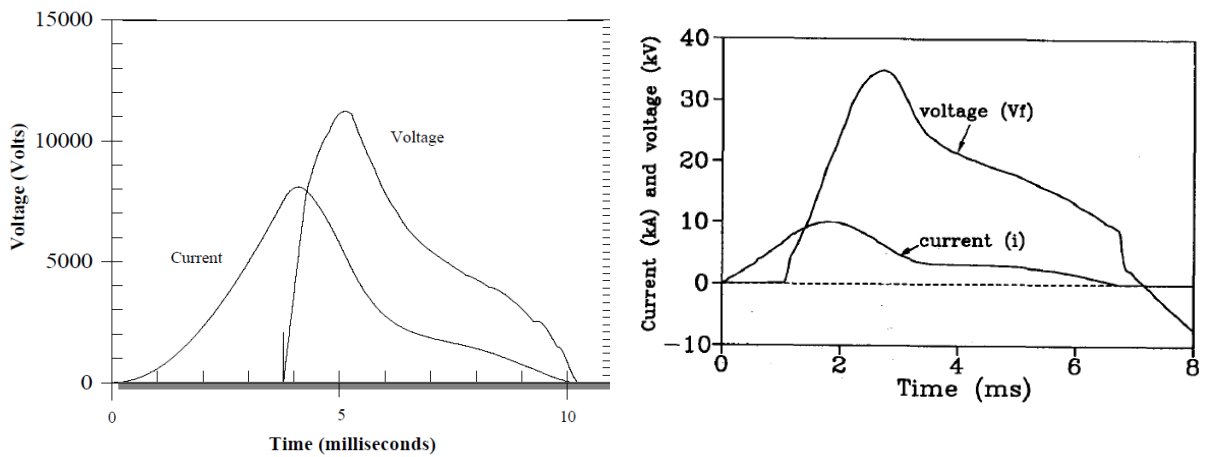


Figura 4.12 – Formas de onda apresentadas em [2] à esquerda e em [48] à direita;

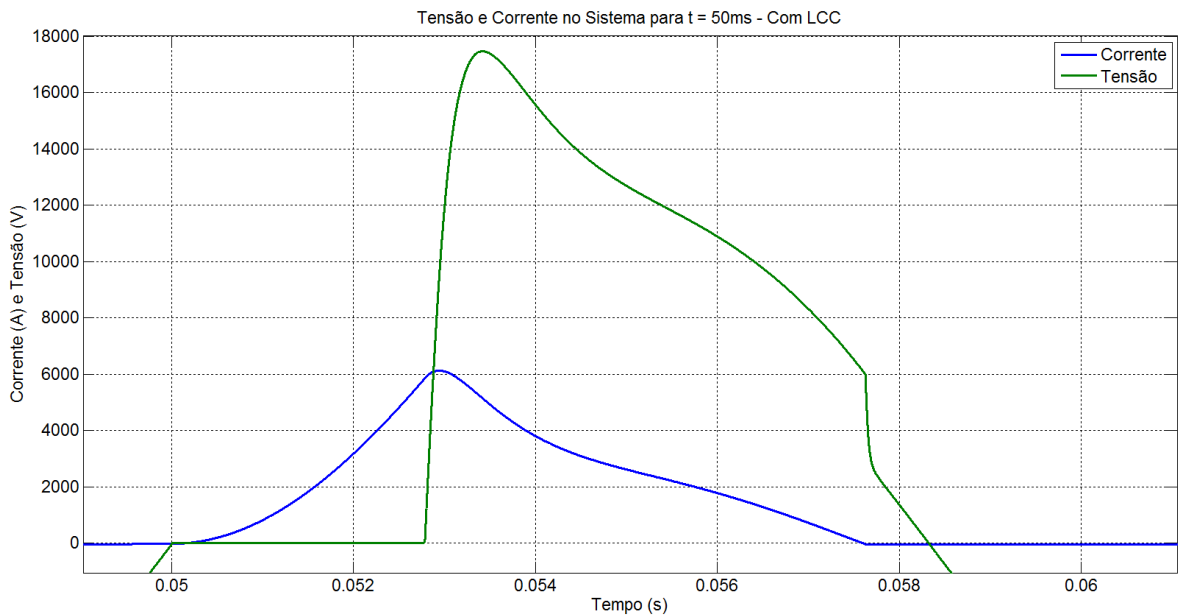


Figura 4.13 – Resultados obtidos pelo modelo proposto em detalhes.

A fim de ilustrar o funcionamento do modelo para instantes distintos de aplicação da falta, foram feitas simulações de faltas nos instantes $t = 43\text{ms}$ e $t = 45,83\text{ms}$, escolhidos arbitrariamente. As Figuras 4.14 e 4.15 apresentam os resultados obtidos.

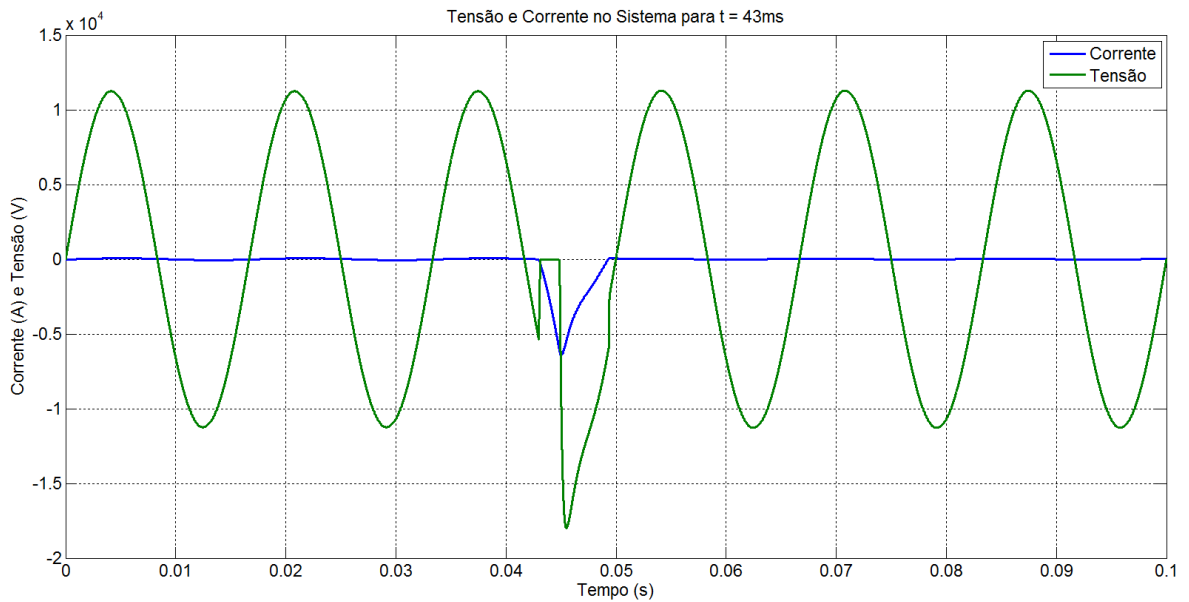


Figura 4.14 – Falta em $t = 43\text{ms}$, com LCC.

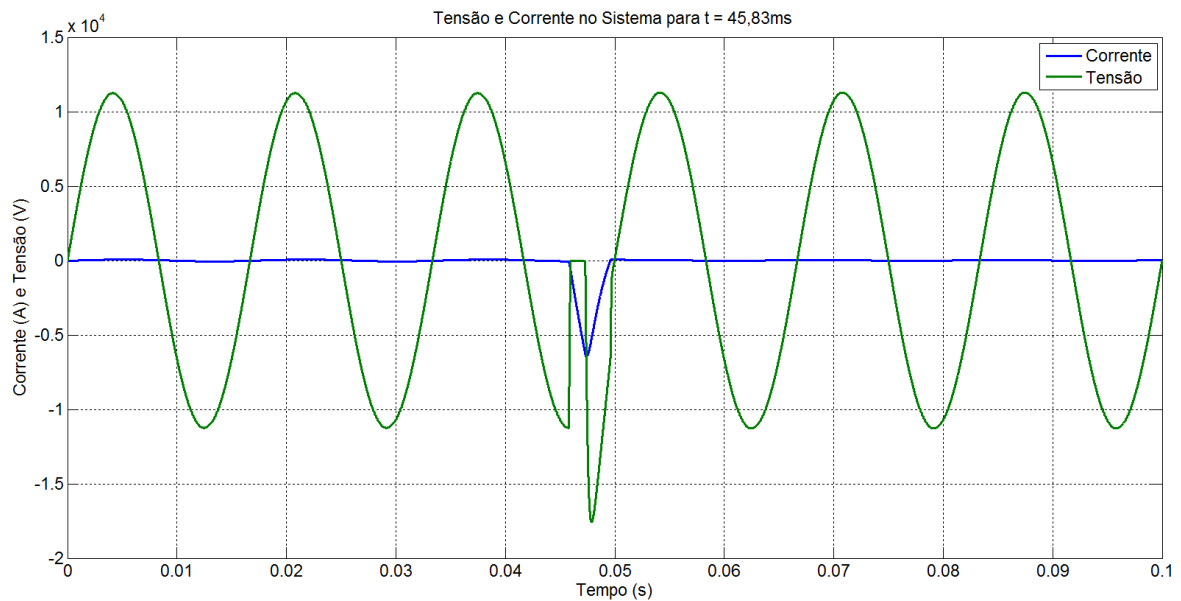


Figura 4.15 – Falta em $t = 45,83\text{ms}$, com LCC.

Através da simulação destes três casos é possível verificar que o LCC extingue a corrente de falta em, no máximo, meio ciclo, para a condição de máxima assimetria ($t = 50\text{ms}$). É possível notar também que os valores de pico de corrente e tensão não sofrem grandes variações com a assimetria da forma de onda de corrente, ilustrando a característica de insensibilidade de fusíveis limitadores à relação X/R do sistema, comentada no item 2.4.3.

Por fim, a Figura 4.16 mostra a variação da resistência do arco elétrico du-

rante a atuação do LCC para as faltas nos três instantes simulados, mostrando a consistência dos resultados obtidos com a curva apresentada na Figura 4.2. É possível verificar que o tempo de variação da resistência muda dependendo do instante de ocorrência da falta, conforme apresentado em [50].

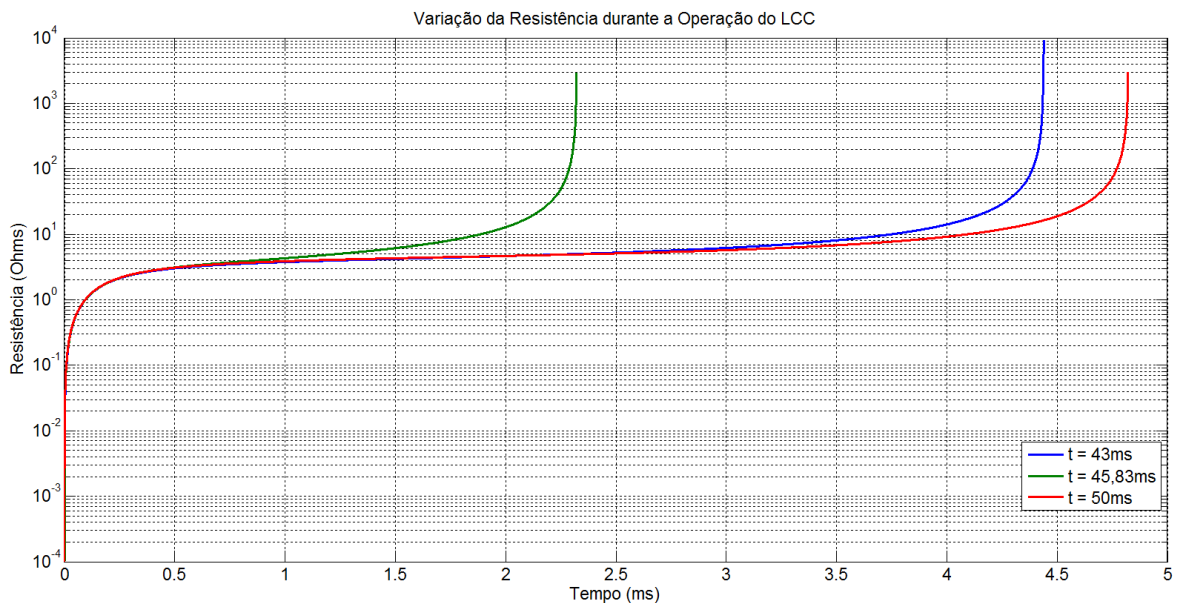


Figura 4.16 – Variação da Resistência durante Operação do LCC.

4.3.2. IMPLEMENTAÇÃO NO ATP

A implementação do circuito de potência do modelo no ATP está apresentada na Figura 4.17. São utilizadas as chaves tipo 13, chave controlada pela subrotina TACS (*Transient Analysis of Control Systems*), que é um módulo de simulação do ATP para análise de sistemas de controle no domínio do tempo. Neste módulo estão disponíveis blocos lógicos, matemáticos e funções de processamento de sinais. A chave se fecha quando o sinal no nó “TACS” da chave, acima da representação gráfica de abertura/fechamento, está em nível 1 e se abre com o sinal em nível 0, independente da corrente que circula pela mesma. Portanto, deve-se ter cuidado no controle das chaves a fim de se evitar variações bruscas de corrente que podem causar oscilações numéricas e picos de tensão. O ATP não permite a conexão de duas chaves em série, e por este motivo foi necessário utilizar a resistência R21 de baixo valor entre as chaves CHP1 e CHB. O valor de resistência utilizado foi 0,1mΩ.

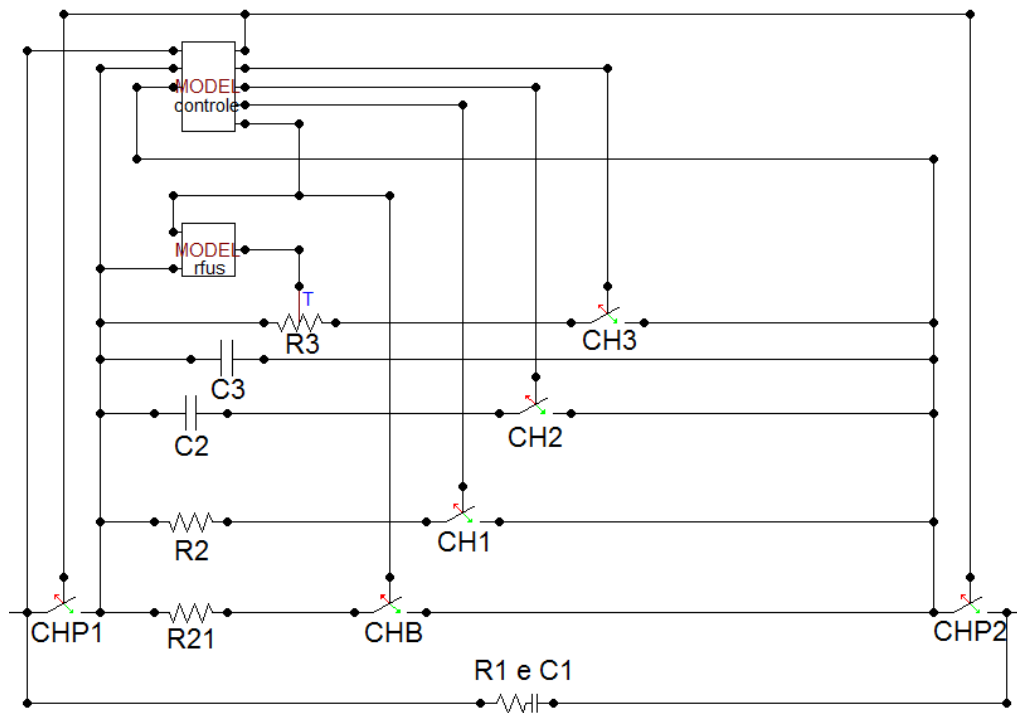


Figura 4.17 – Implementação no ATP: Circuito de Potência.

A primeira opção de implementação do controle das chaves é utilizar os blocos de controle do TACS. Porém, uma das restrições do ATP é com relação à alocação de memória para simulação, e como o sistema a ser desenvolvido no estudo de caso requer um grande número de componentes, é importante que o modelo do LCC pirotécnico utilize o mínimo de memória possível. Assim, para implementação do controle das chaves e da resistência não linear foi utilizado o módulo de simulação MODELS [45].

O módulo MODELS é uma linguagem de programação para simulação no domínio do tempo, utilizada como uma ferramenta para descrever o comportamento dinâmico de sistemas físicos complexos. Desta forma é possível desenvolver modelos de circuito e controle de componentes mais facilmente que utilizando os blocos disponíveis no ATP. A Figura 4.18 apresenta o código elaborado para o controle das chaves do modelo.

O modelo recebe a medição da corrente na chave CHP1 e a tensão nos terminais do fusível. As saídas são os sinais de controle das chaves. A fim de garantir apenas uma operação de cada chave, são utilizadas as variáveis nomeadas como “FLAG”, funcionando analogamente aos blocos biestáveis do Simulink. Todo o restante da lógica de controle é a transcrição do proposto no item 4.2 para a lin-

guagem de programação.

```

MODEL CONTROLEFUS
DATA DERIVADA, IMAX, IMIN, I2T, V, ATRASO, TOL
INPUT I, V1, V2
OUTPUT CHB, CH1, CH2, CH3, CHP
VAR CHB, CH1, CH2, CH3, CHP, FLAG1, FLAG2, FLAG3, FLAG4, DER, I2TC, I2, VC, DLY, AUX
INIT
    CHP:=1  CHB:=1  CH1:=0
    CH2:=0  CH3:=0  FLAG1:=0
    FLAG2:=0  FLAG3:=0  FLAG4:=0
    DER:=0  I2TC:=0  I2:=0
    VC:=0  DLY:=0  AUX:=0
ENDINIT
EXEC
    IF t>0.01 THEN
        DER:=abs((I-prevval(I))/timestep)
        I2:=I*I
        IF (DER>=DERIVADA) AND (abs(I)>=IMIN) AND (abs(I)<=IMAX) AND
        (FLAG1=0) THEN
            FLAG1:=1
            CHB:=0
            CH1:=1
            integral(I2):=0
        ENDIF
        IF FLAG1=1 AND FLAG2=0 THEN
            I2TC:=integral(I2)
            IF I2TC>= I2T THEN
                FLAG2:=1
                CH1:=0
                CH2:=1
            ENDIF
        ENDIF
        IF FLAG2=1 AND FLAG3=0 THEN
            VC:=abs(V1-V2)
            IF VC>V THEN
                CH3:=1
                DLY:=DLY+timestep
                IF DLY>ATRASO THEN
                    FLAG3:=1
                    CH2:=0
                ENDIF
            ENDIF
        ENDIF
        IF FLAG3=1 AND FLAG4=0 THEN
            AUX:=abs(I)
            IF AUX <= TOL THEN
                CH3:=0
                CHP:=0
                FLAG4:=1
            ENDIF
        ENDIF
    ENDIF
ENDEXEC
ENDMODEL

```

Figura 4.18 – Implementação no ATP: Controle das Chaves.

Para modelar a resistência do arco elétrico foi utilizada o resistor não linear

tipo 91, resistor variável no tempo controlado por TACS. A resistência assume o valor conectado ao terminal “T” do componente, calculada através de um bloco da MODELS. A Figura 4.19 apresenta o código utilizado para o cálculo do resistor não linear.

```

MODEL RFus
INPUT v1, v2, stat
OUTPUT r
VAR c, r, aux, v
INIT
  c:=0
  r:=1
  aux:=0
  v:=0
ENDINIT
EXEC
  v:=v1-v2
  IF stat = 0 THEN
    IF v >= 0 THEN
      c:= -974+0.0917*v+0.000015*v**2
    ELSE
      c:= 974+0.0917*v-0.000015*v**2
    ENDIF
    aux:= abs(v)
    IF aux >= 6000 THEN
      r:= v/c
    ENDIF
  ENDIF
ENDEXEC
ENDMODEL

```

Figura 4.19 – Implementação no ATP: Resistência Não Linear.

A fim de validar o funcionamento da implementação no ATP, foi modelado o mesmo caso teste do Simulink, conforme Figura 4.20.

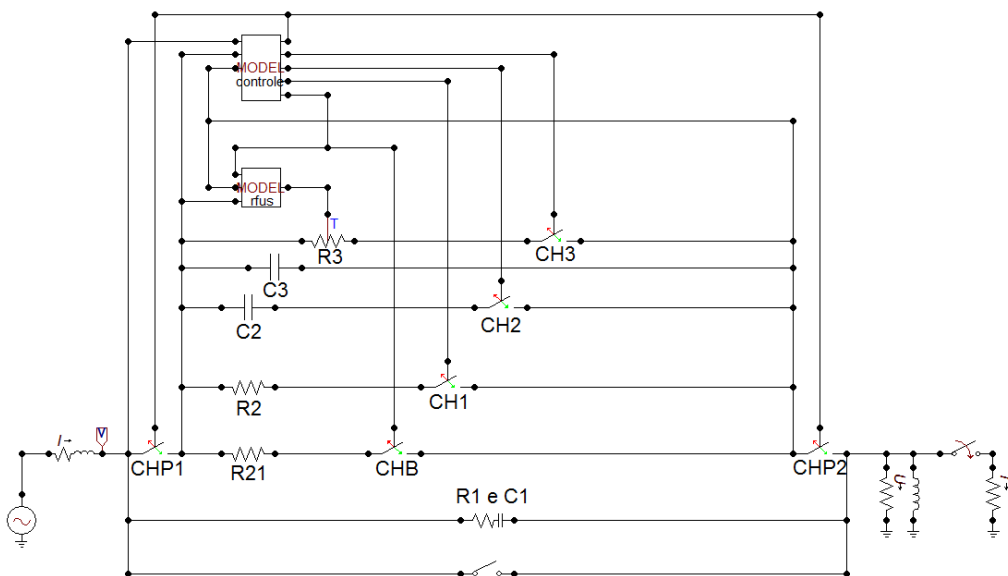


Figura 4.20 – Sistema Teste no ATP.

As Figura 4.21, 4.22 e 4.23 apresentam os resultados obtidos no ATP para faltas nos mesmos instantes da simulação no Simulink, $t = 43\text{ms}$, $45,83\text{ms}$ e 50ms .

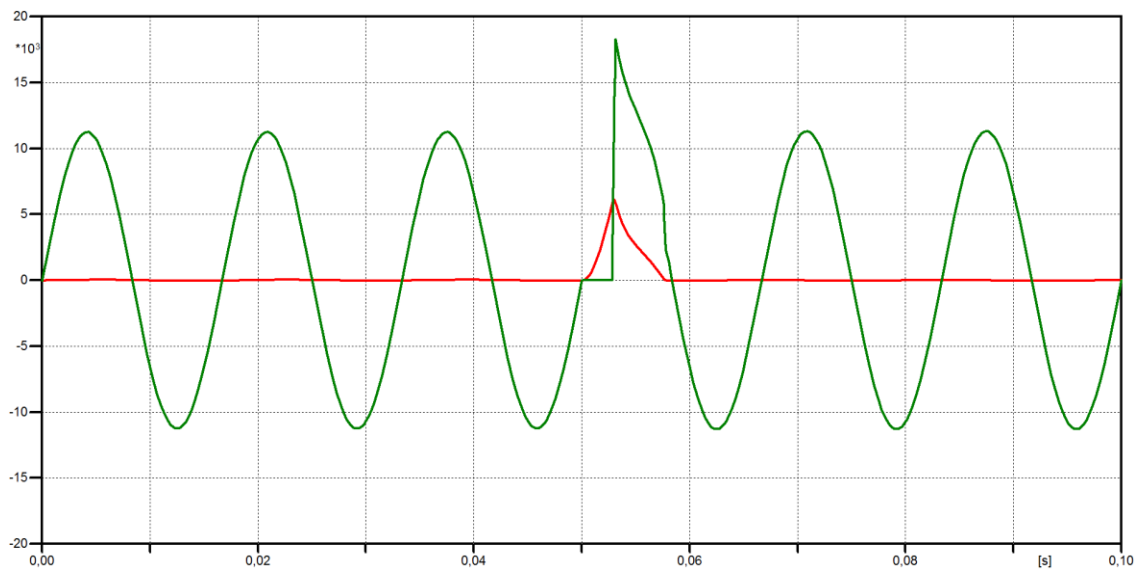


Figura 4.21 – Falta em $t = 50\text{ms}$. Tensão em verde; corrente em vermelho.

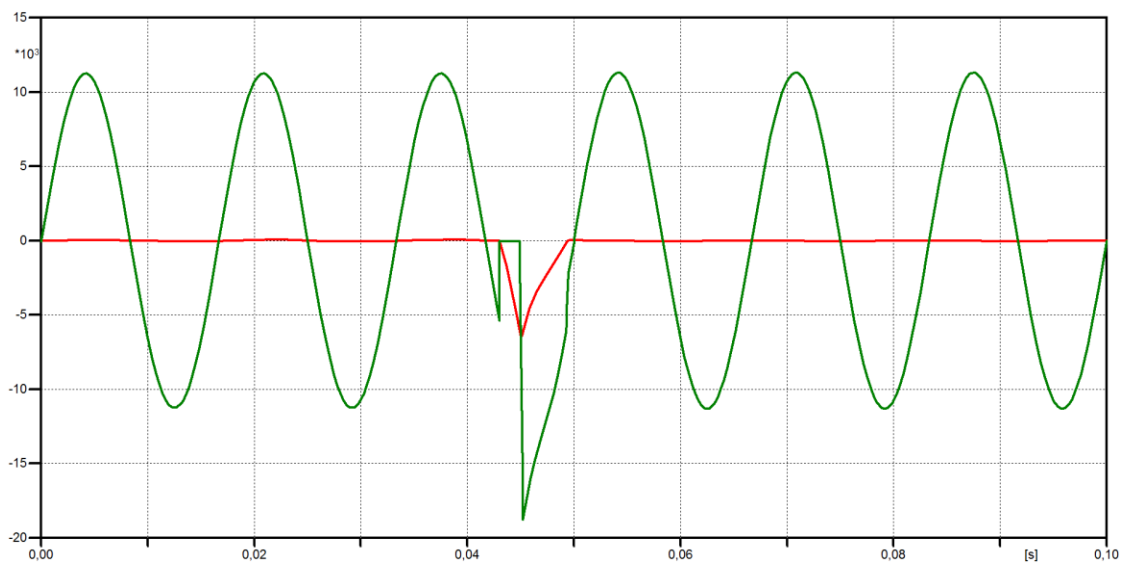


Figura 4.22 – Falta em $t = 43\text{ms}$. Tensão em verde; corrente em vermelho.

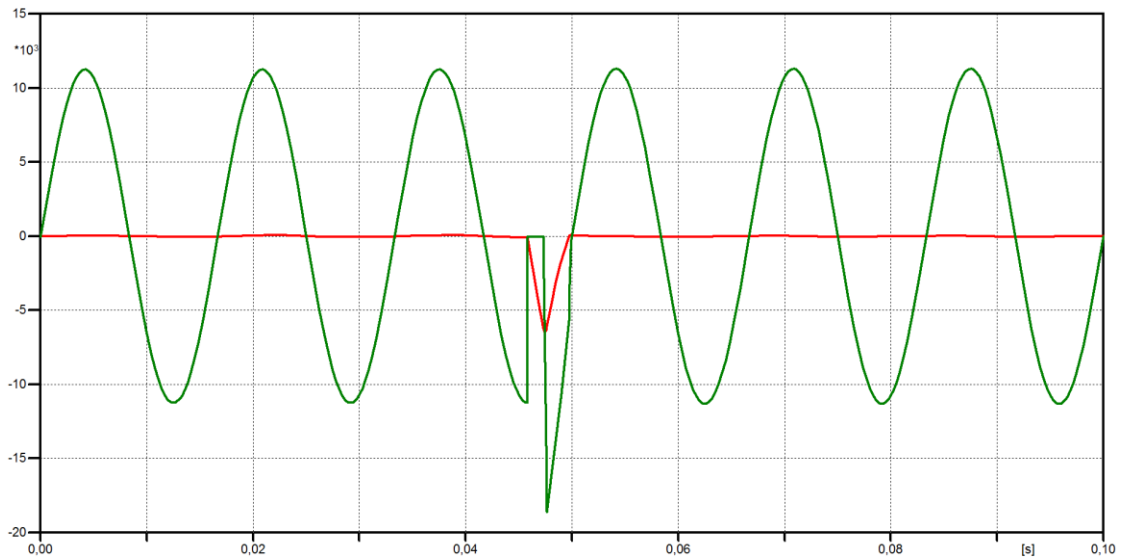


Figura 4.23 – Falta em $t = 45,83\text{ms}$. Tensão em verde; corrente em vermelho.

Comparando os resultados obtidos no Simulink e no ATP é possível verificar a consistência do modelo proposto em dois programas computacionais distintos. Com o intuito de evidenciar esta consistência, a Figura 4.24 apresenta uma comparação das formas de onda de tensão e corrente obtidas durante a atuação do LCC no Simulink e no ATP.

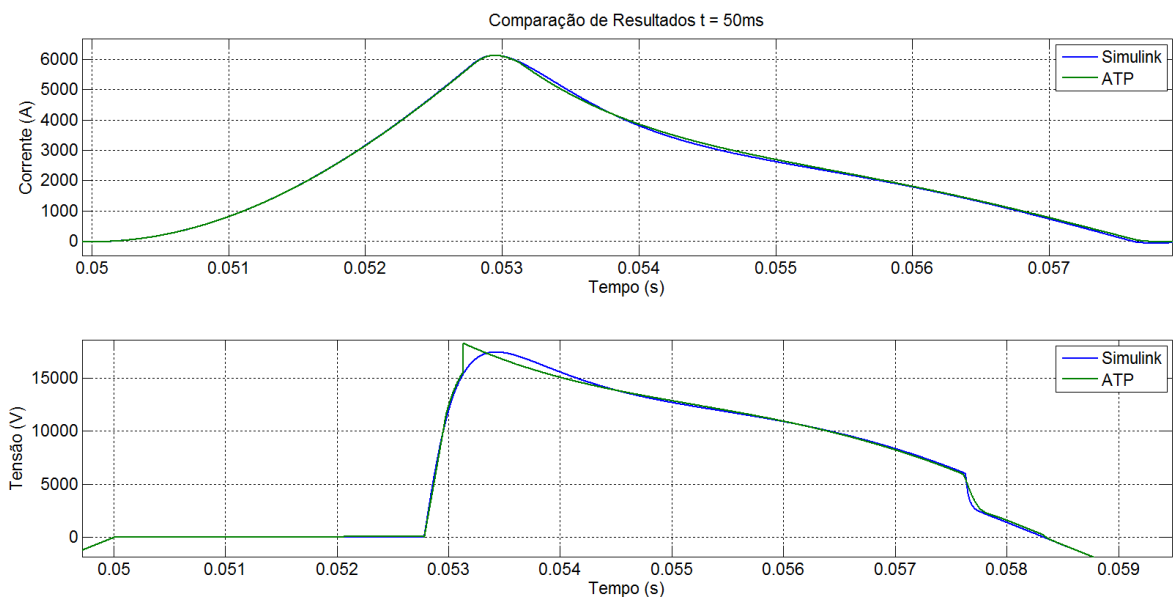


Figura 4.24 – Comparação dos Resultados.

Um ponto interessante a ser observado é com relação à defasagem entre a tensão e a corrente durante a operação do LCC. Como é característica dos siste-

mas elétricos de potência a reatância indutiva ser consideravelmente maior que a resistência, durante uma falta espera-se que a corrente esteja atrasada da tensão com um ângulo próximo de 90° . Porém, como pode ser claramente visto na Figura 4.24, a tensão e a corrente estão praticamente em fase. Isto é causado pela resistência do arco elétrico durante o processo de extinção da corrente no fusível. Como o elo fusível se funde muito rapidamente, a resistência não linear que modela o arco elétrico está presente já nos primeiros milissegundos após a falta, o que provoca a transição do sistema de predominantemente indutivo para predominantemente resistivo ao longo do transitório.

4.4. METODOLOGIA PARA CÁLCULO DOS AJUSTES DE DISPARO DO LCC

Devido ao nível de complexidade envolvido na determinação dos ajustes de disparo do LCC pirotécnico e como condição para garantia do funcionamento adequado do dispositivo, os fabricantes dos dois produtos disponíveis no mercado exigem que os ajustes sejam calculados e implementados por eles mesmos, utilizando programas computacionais proprietários desenvolvidos para este fim.

Todavia, uma metodologia básica para definição dos ajustes é apresentada em [51]. A definição das correntes i_1 e i_2 é feita com base nas correntes de energização de transformadores, partida de motores e corrente de atuação mínima necessária.

A corrente i_2 deve ser:

- Superior à maior corrente de inrush proveniente da energização de um transformador, considerando o sistema operando a carga máxima;
- Superior à maior corrente de partida assimétrica proveniente da partida de motores, considerando o sistema operando a carga máxima;
- Inferior à menor corrente em que a atuação do LCC é necessária. Uma vez que o LCC pirotécnico deve ser substituído após atuação, é interessante que o mesmo apenas atue para condições que sejam estritamente necessárias.

As duas primeiras condições são muito importantes principalmente do ponto de vista financeiro, uma vez que uma atuação desnecessária do LCC pirotécnico

requer a substituição dos insertos que possui um custo aproximado atual de € 16.000,00 cada, representando aproximadamente 3% do preço do equipamento completo, orçado em aproximadamente € 490.000,00 em fevereiro de 2014. Sendo a principal restrição nesse ponto a necessidade de envio dos insertos para o fabricante realizar os reparos e devolvê-los. Neste intervalo de tempo, o dispositivo fica inoperante, podendo implicar em restrições operativas com perdas de produção.

A corrente i_1 é usualmente ajustada entre 1 kA e 4 kA acima do ajuste da corrente i_2 . Com a definição do valor mínimo de atuação do LCC e a janela definida por i_2 e i_1 é possível calcular a menor taxa de variação neste intervalo, que será o ajuste de disparo pela taxa de variação.

A Figura 4.25 ilustra um sistema exemplo para cálculo dos ajustes de um LCC pirotécnico. O sistema consiste em uma alimentação proveniente de quatro geradores, sendo que cada par está conectado a cada barra e as duas barras são interligadas através de um LCC pirotécnico, uma vez que é previsto o funcionamento do sistema em conexão de paralelo permanente. Cada gerador contribui com uma corrente de curto-circuito simétrica $I''_k = 20$ kA e uma corrente de pico $I_p = 54$ kA. O barramento foi dimensionado de forma a suportar uma corrente máxima simétrica de 50 kA e uma corrente de pico máxima de 130 kA. A fim de simplificar o desenvolvimento não foram consideradas contribuições motóricas para a corrente de curto-circuito. Todavia, é importante ressaltar que para análise de um sistema real **todas** as contribuições devem ser levadas em consideração.

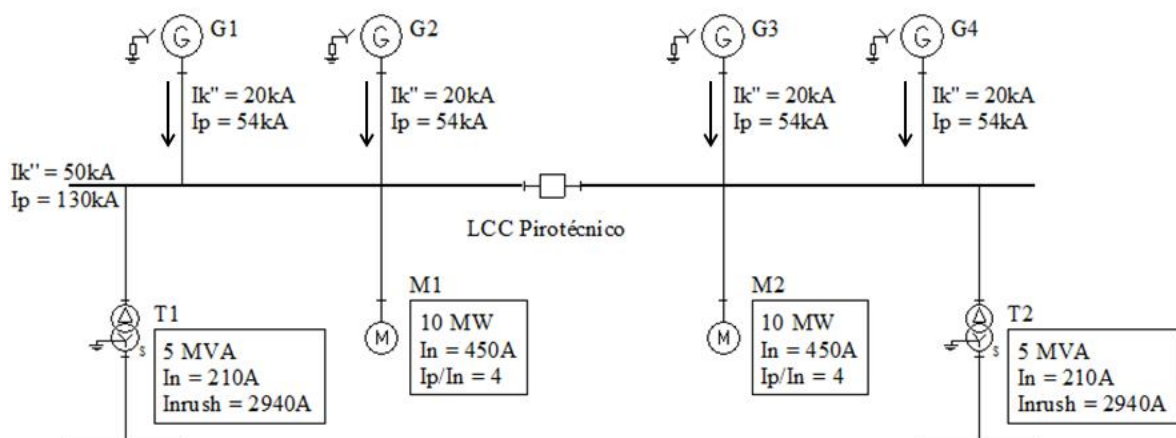


Figura 4.25 – Sistema Exemplo para Cálculo dos Ajustes.

Foram representados apenas os dois maiores transformadores e os dois

maiores motores. Os motores M1 e M2 são idênticos e redundantes para o mesmo processo, de forma que apenas um estará em operação. Por fim, a corrente máxima a plena carga de cada gerador é de 1200A.

O primeiro passo para o cálculo do ajuste do LCC é determinar para qual corrente de curto-circuito mínima o LCC deverá atuar. É possível notar que para a condição de dois geradores ou menos conectados na barra, não é necessário que o LCC atue. A condição mínima de atuação ocorrerá com três geradores, e assim, a contribuição mínima que passará pela interligação para o limite do barramento será a do gerador que estará conectado sozinho no barramento. Como neste exemplo os três geradores são idênticos, cada gerador contribuirá com um terço da corrente de falta. Caso as fontes do sistema tenham impedâncias distintas, é necessário calcular as contribuições individuais. Para este caso, a contribuição mínima baseada no limite da corrente simétrica inicial é dada por (4.4):

$$I''_{Kmin} = \frac{I''_{Kbarramento}}{3} \Rightarrow I''_{Kmin} = \frac{50kA}{3} \Rightarrow I''_{Kmin} = 16,67kA \quad (4.4)$$

A análise feita na equação (4.4) leva em consideração apenas a corrente de curto-circuito simétrica inicial. Porém, a limitação pela corrente de pico também deve ser observada, especialmente em sistemas onde a relação X/R é muito elevada. Neste caso exemplo, o fator de pico da corrente do barramento é dada por (4.5):

$$K_{barramento} = \frac{I_p}{I''_K} \Rightarrow K_{barramento} = \frac{130kA}{50kA} \Rightarrow K_{barramento} = 2,6 \quad (4.5)$$

$$\frac{X}{R} \approx 16,66$$

Já o fator de pico da corrente de curto-circuito do sistema, para condição de três geradores, é obtido em (4.6):

$$K_{sistema} = \frac{I_{p3geradores}}{I''_{K3geradores}} \Rightarrow K_{sistema} = \frac{162kA}{60kA} \Rightarrow K_{sistema} = 2,7 \quad (4.6)$$

$$\frac{X}{R} \approx 30,85$$

Através dos resultados das equações (4.5) e (4.6), verifica-se um fator de pico de corrente do sistema maior que o do barramento, ou seja, a relação X/R do sistema é maior que a utilizada para teste do barramento. Assim, a corrente simétrica inicial limite que irá superar a corrente de pico é calculada em (4.7):

$$I''_{K\text{corrigido}} = \frac{I_{\text{pbarramento}}}{K_{\text{sistema}}} \Rightarrow I''_{K\text{corrigido}} = \frac{130\text{kA}}{2,7} \Rightarrow I''_{K\text{corrigido}} = 48,15\text{kA} \quad (4.7)$$

Portanto, para este sistema exemplo, o pico da corrente estabelece uma condição de corrente simétrica mais restritiva. A corrente simétrica mínima obtida na equação (4.4) deve ser recalculada pela equação (4.8):

$$I''_{K\text{min}} = \frac{I''_{K\text{corrigido}}}{3} \Rightarrow I''_{K\text{min}} = \frac{48,15\text{kA}}{3} \Rightarrow I''_{K\text{min}} = 16\text{kA} \quad (4.8)$$

Assim, a mínima corrente de atuação na qual é necessária a atuação do LCC é 16 kA. Este método obtém a corrente RMS mínima, e como o ajuste do LCC verificará a corrente instantânea, pode-se concluir que este ajuste é conservador.

Para definição do limite mínimo da janela de corrente, i_2 , devem ser observadas as condições mais críticas de *inrush* e partida de motores. A condição de carga máxima prevista ocorre com o sistema operando com os quatro geradores em carga nominal, ou seja, uma corrente de carga de 4800 A. Considerando que a pior condição ocorre quando todo o sistema está sendo alimentado por apenas uma barra, a corrente pelo LCC será 2400 A. A corrente instantânea máxima na energização do maior transformador é calculada em (4.9).

$$I_{\text{MAXtrafo}} = I_{\text{pcarga}} + I_{\text{inrush}} \rightarrow I_{\text{MAXtrafo}} = \sqrt{2} \cdot 2400\text{A} + 2940\text{A} \Rightarrow I_{\text{MAXtrafo}} = 6,33\text{kA} \quad (4.9)$$

Para o cálculo da corrente instantânea máxima devido à partida de um motor, deve-se considerar a condição de partida com máxima assimetria de corrente.

Caso não existam os dados relativos à relação X/R do motor, uma estimativa conservadora é utilizar o máximo fator de pico possível, isto é, 2,83. Assim, para o caso exemplo a corrente instantânea máxima na partida do maior motor é dada por (4.10).

$$I_{MAXmotor} = I_{pcarga} + I_{pmotor} \Rightarrow I_{MAXmotor} = \sqrt{2} \cdot 2400A + 2,83 \cdot 4.450A = \quad (4.10)$$

$$> I_{MAXmotor} = 8,49kA$$

Das equações (4.9) e (4.10) obtém-se que a corrente i_2 deve ser superior a 8,5kA. Os ajustes para a janela de corrente i_1 e i_2 são definidos como, respectivamente, 17kA e 14kA, de forma que exista uma margem de segurança com relação ao menor valor a partir do qual é necessária a atuação do LCC e o máximo pico para o qual o LCC não deverá atuar.

Com a janela definida, o último ajuste a ser calculado é o mínimo valor da derivada da corrente de falta para disparo do LCC. A equação (2.10) define o comportamento geral da corrente de curto-circuito e pode ser reescrita conforme (4.11).

$$i(t) = I_p \cdot \left(\text{sen}(\omega t + \varphi - \theta) - e^{-\frac{\omega t}{X/R}} \cdot \text{sen}(\varphi - \theta) \right), \text{ sendo } \theta = \text{arctg} \left(\frac{X}{R} \right) \quad (4.11)$$

Derivando a equação (4.11) em relação ao tempo obtém-se (4.12).

$$\frac{di(t)}{dt} = \omega \cdot I_p \cdot \left(\cos(\omega t + \varphi - \theta) + \frac{R}{X} e^{-\frac{\omega t}{X/R}} \cdot \text{sen}(\varphi - \theta) \right) \quad (4.12)$$

A partir da equação (4.12) deve ser determinado o menor valor da taxa de variação da corrente para qual o LCC deve atuar. Considerando a menor contribuição calculada em (4.8), a corrente de pico a ser utilizada em (4.12) é obtida em (4.13):

$$I_p = I''_{Kmin} \cdot \sqrt{2} \Rightarrow I_p = 16kA \cdot \sqrt{2} \Rightarrow I_p = 22,63kA \quad (4.13)$$

Utilizando as equações (2.3) e (2.4) a relação X/R do sistema exemplo pela

norma IEC, é calculada pelas equações (4.14) e (4.15):

$$i_p = \kappa \cdot \sqrt{2} \cdot I''_K \Rightarrow \kappa = \frac{43,2kA}{\sqrt{2} \cdot 16kA} \Rightarrow \kappa = 1,9092 \quad (4.14)$$

$$\kappa = 1,02 + 0,98e^{-3 \cdot \frac{R}{X}} \Rightarrow e^{-3 \cdot \frac{R}{X}} = 0,9073 \Rightarrow \frac{X}{R} = 30,84 \quad (4.15)$$

A determinação da mínima taxa de variação da corrente é obtida de forma mais simples através de uma análise gráfica. A Figura 4.26 mostra os gráficos da corrente e do valor absoluto de sua respectiva taxa de variação para o primeiro meio-ciclo da corrente considerando ângulos de falta de 0°, 30°, 60° e 90°.

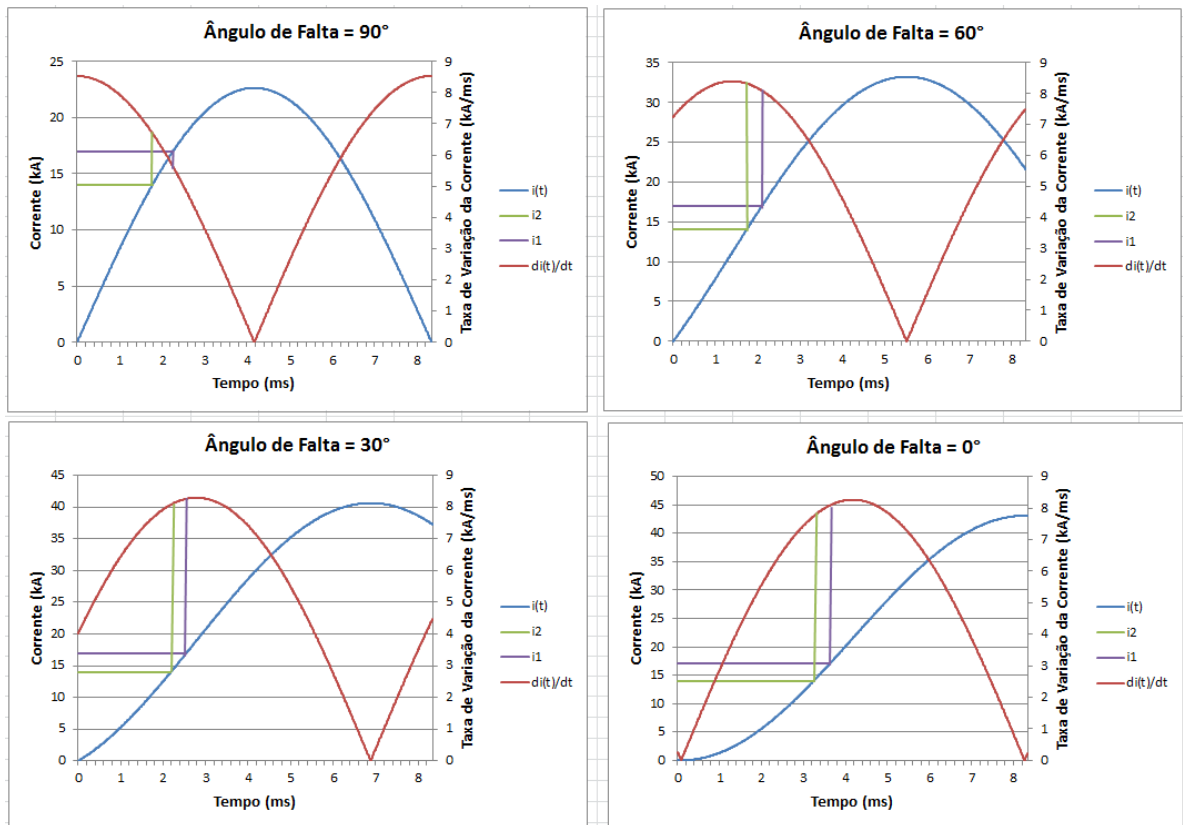


Figura 4.26 – Gráficos de Corrente e Taxa de Variação da Corrente para ajuste do LCC.

Os valores obtidos para a taxa de variação da corrente na janela ajustada estão apresentados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Faixas de Taxa de Variação de Corrente para Ajuste do LCC.

Ângulo de Falta	Faixa da Taxa de Variação (kA/ms)
0°	7,75 a 8,08
30°	8,07 a 8,26
60°	8,10 a 8,32
90°	5,62 a 6,70

A menor taxa de variação encontrada neste caso foi para a condição com ângulo de falta igual a 90°, ou seja, para corrente sem componente CC. Esta análise deve ser refeita sempre que a janela de corrente for modificada, uma vez que não é possível inferir diretamente qual é a condição de menor taxa de variação. Para este caso exemplo, o ajuste da taxa de variação é 5,62 kA/ms. A Tabela 4.4 sumariza os ajustes calculados.

Tabela 4.4 – Ajustes para o LCC do Caso Exemplo.

Ângulo de Falta	Faixa da Taxa de Variação (kA/ms)
i_1	17kA
i_2	14kA
di/dt	5,62kA/ms

Com estes ajustes preliminares é importante que todo o sistema seja modelado em um programa de cálculo de transitórios e diversas condições de falta e transitórios de chaveamento sejam simuladas, de forma a garantir que o LCC irá atuar apenas para as condições estritamente necessárias. Para sistemas com vários níveis de tensão, é importante garantir que faltas em outros níveis de tensão não causem a atuação do LCC, a menos que esta condição esteja prevista. Neste ponto o modelo proposto pode ser utilizado para verificar a atuação adequada e o correto dimensionamento dos fusíveis do LCC, garantindo que as correntes não excederão os limites dos equipamentos envolvidos, validando sua especificação.

Para o sistema exemplo escolhido existe uma particularidade. Uma vez que o LCC deve ser sensível para contribuição de apenas um gerador, os ajustes propostos irão causar a atuação do LCC para quaisquer faltas trifásicas ou bifásicas

no nível de tensão do barramento principal, mesmo para condição onde apenas um ou dois geradores estejam em operação, o que idealmente não deveria acontecer. A fim de contornar situações como esta, os fabricantes disponibilizam uma entrada física no dispositivo que inibe a atuação do LCC. Assim, em sistemas com este tipo de particularidade, podem ser elaboradas lógicas de controle através de contatores auxiliares, controladores ou relés microprocessados de forma a monitorar as condições operativas das fontes e apenas habilitar a operação do LCC quando estritamente necessário.

4.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foi proposto um modelo para cálculo de transitórios eletromagnéticos de um LCC pirotécnico. A implementação do mesmo foi feita utilizando os programas computacionais Simulink e ATP, cujos aspectos gerais foram apresentados inicialmente. Ambas as implementações foram apresentadas em detalhes e os resultados obtidos foram comparados, validando a consistência do modelo.

Por fim, foi descrita a metodologia de cálculo dos ajustes de disparo do LCC. O método foi aplicado a um sistema exemplo, de forma a esclarecer o procedimento e apresentar os aspectos mais importantes a serem observados para a correta parametrização do LCC.

5. ESTUDO DE CASO – PTW

5.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A principal motivação deste capítulo é o desenvolvimento de um estudo de caso real de uma plataforma de extração de petróleo em águas profundas. Devido as características elétricas do sistema desta plataforma, foi necessária a instalação de um LCC no sistema de 13,8kV. Os resultados obtidos neste capítulo e no Capítulo 6 subsidiaram o desenvolvimento das lógicas de proteção e controle do sistema elétrico do convés da plataforma.

Neste capítulo são apresentados o estudo de curto-circuito e a análise de superação de equipamentos (disjuntores, fusíveis e CMCPs), de forma a determinar a condição ótima de operação do LCC. Para isto foi utilizado o programa computacional PowerTools for Windows (PTW) da SKM System Analysis Inc. [52]. Primeiramente, é apresentada uma breve descrição da modelagem do sistema, e, por fim, é feita a análise de saturação dos TCs para verificação de possíveis impactos do nível de curto-circuito e relação X/R elevados nos ajustes das funções de proteção de sobrecorrente.

5.2. APRESENTAÇÃO DO PROGRAMA PTW

O PTW é um programa computacional para projeto e análise de sistemas elétricos de potência amplamente utilizado na indústria. As ferramentas disponíveis no programa começaram a ser desenvolvidas pela empresa SKM System Analysis Inc, em 1978. Os diversos módulos disponíveis foram integrados em um único programa, o PTW, em 1995. As principais ferramentas disponíveis são [52]:

- *Dapper*: análise elétrica integrada para estudos de curto-circuito pelo método chamado de abrangente; estudos de fluxo de carga; estudos de demanda e dimensionamento de transformadores; e impacto de partida de motores;
- *Captor*: desenvolvimento de estudos de coordenação e seletividade da proteção;
- *Arc Flash Evaluation*: desenvolvimento de estudo de energia incidente por arco elétrico com base nas normas NFPA 70E, NEC 110.16 e

IEEE1584;

- A_FAULT: estudos de curto-circuito baseados nas normas ANSI/IEEE;
- IEC_FAULT: estudos de curto-circuito baseados nas normas IEC;
- *Equipment Evaluation*: estudo de análise de superação de equipamentos;
- TMS: desenvolvimento de estudos de partida de motores com resultados gráficos;
- HI_WAVE: estudos de harmônicos e projetos de filtros;
- I*SIM: desenvolvimento de simulações dinâmicas e estudos de estabilidade transitória;
- *Distribution Reliability*: desenvolvimento de estudos de confiabilidade;
- Ground Mat: projeto e análise de malhas de aterramento de subestações.

Para o desenvolvimento do estudo de caso foi utilizada apenas a ferramenta IEC_FAULT, uma vez que o sistema elétrico sob análise foi especificado conforme as normas IEC. A Figura 5.1 apresenta a tela principal do programa.

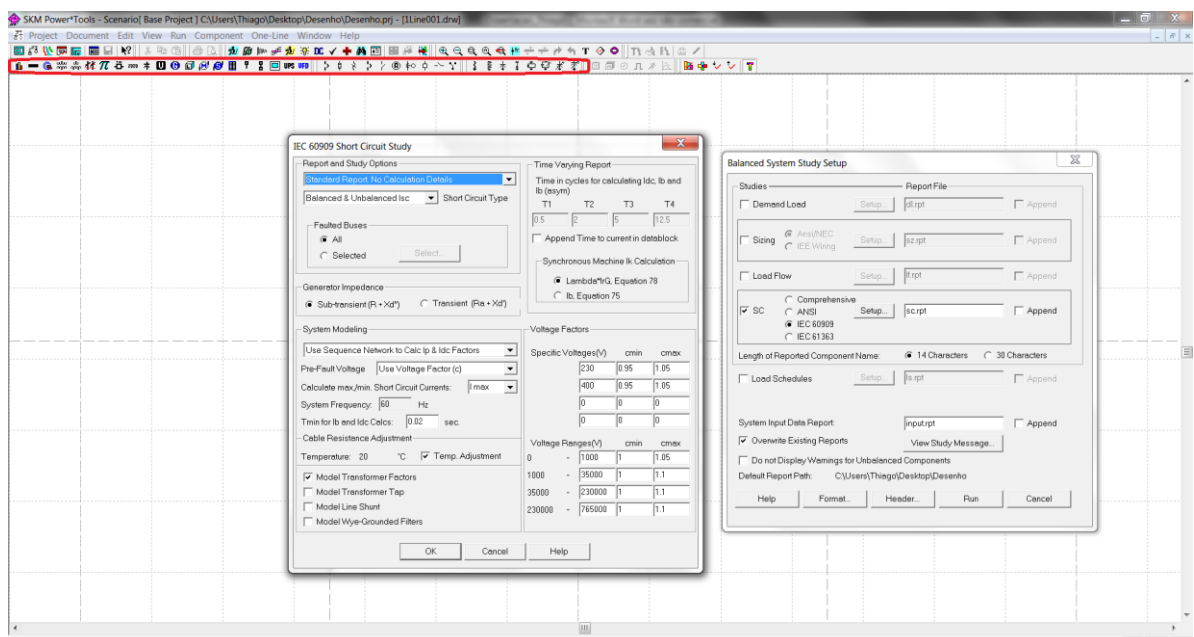


Figura 5.1 – Tela Principal do PTW.

A barra de ferramentas destacada em vermelho disponibiliza todos os componentes para modelagem do sistema. O fundo branco é a área de trabalho para elaboração do diagrama unifilar do sistema. E as janelas abertas são as caixas de diálogo de configuração para execução dos cálculos do estudo de curto-circuito segundo a norma IEC 60909.

Não é objetivo deste trabalho entrar em detalhes do uso e funcionamento do programa, e caso o leitor tenha interesse a referência [53] apresenta os conceitos básicos para uso das principais ferramentas do PTW. Os modelos dos equipamentos utilizados no estudo de caso estão descritos no item 5.4.

5.3. DESCRIÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO

O sistema da plataforma de petróleo está apresentado no Anexo A. Contratualmente o sistema elétrico é dividido entre o sistema do convés e o sistema do casco, sendo ambos separados pela linha pontilhada na figura do respectivo anexo.

O sistema elétrico do convés consiste no sistema de alimentação principal da plataforma em 13,8 kV, cargas relativas ao processo em 4,16 kV e cargas de processo e auxiliares dos geradores e compressores em 480 V. O casco consiste em um sistema em 480 V que alimenta cargas de processo, utilidades e serviços auxiliares. Devido a restrições contratuais relativas a escopo do fornecimento e obtenção de dados, o estudo foi realizado com foco apenas no convés. Foram feitos equivalentes do casco em cada barra dos CMCPs alimentados pelos transformadores principais.

5.3.1. SUBSISTEMA DE 13,8 kV

O subsistema de 13,8kV consiste de um único CMCP que recebe a alimentação principal da plataforma e a distribui para todo o restante do sistema, além de acionar as cargas principais do processo. Este CMCP é um equipamento do tipo híbrido que opera tanto como um Centro de Distribuição de Cargas (CDC) e um Centro de Controle de Motores (CCM). Na indústria, este tipo de CMCP é comumente chamado apenas de CDC. É dividido em duas barras, A e B, que são interligadas pelo LCC pirotécnico e um conjunto de dois disjuntores adjacentes, possibilitando o isolamento completo do LCC para manutenção ou substituição do “inserto”,

em caso de atuação, sem que o sistema principal tenha que ser desligado. Este CDC será referido a partir deste ponto como PN-5143001. O sistema é concebido de forma que o CMCP opere como uma conexão em paralelo permanente entre as barras A e B, a partir da verificação do sincronismo entre barras no relé microprocessado do disjuntor de interligação. Cada barra individualmente está apresentada nas Figuras 5.2 e 5.3.

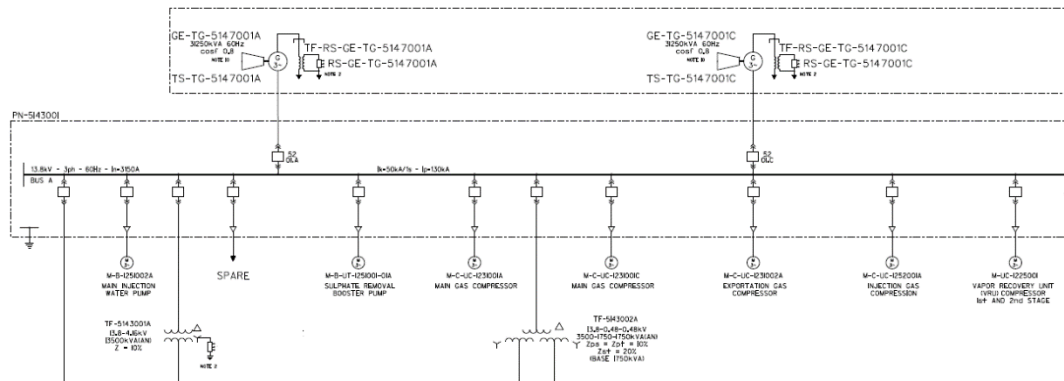


Figura 5.2 – PN-5143001 Barra A.

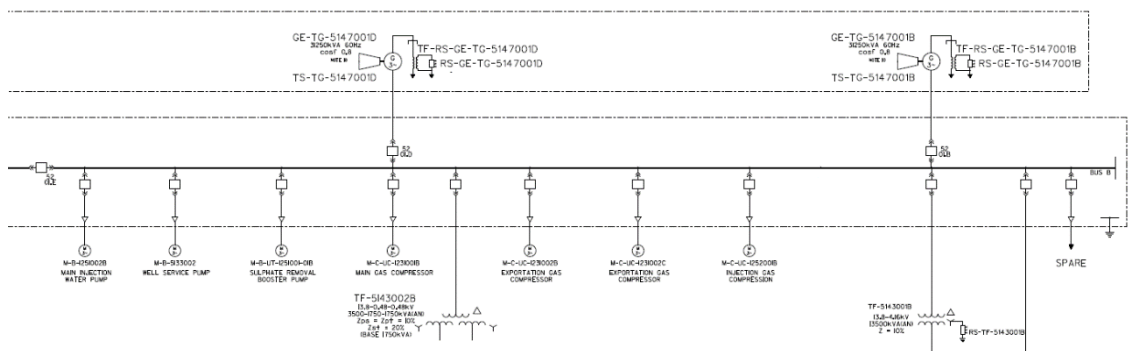


Figura 5.3 – PN-5143001 Barra B.

Toda a alimentação da plataforma é suprida por quatro turbogeradores de 31,25 MVA, sendo que apenas três geradores são capazes de suprir toda a demanda prevista do sistema (75 MVA). O quarto gerador é utilizado como reserva, em caso de parada para manutenção de um deles, ou em casos de operação com carga muito elevada, a fim de melhorar o desempenho e a confiabilidade do sistema. Todos os geradores tem o neutro aterrado por alta resistência, limitando as correntes de falta a terra em 15A, minimizando a intensidade das correntes de falta a terra e preservando os enrolamentos e núcleos dos geradores e motores de 13,8 kV.

As cargas motóricas conectadas no sistema de 13,8 kV consistem em motores de indução com partida direta, divididas em:

- Três compressores de gás de 11MW cada, sendo um reserva. Dois estão conectados na barra A e um conectado na barra B;
- Três compressores de exportação de gás de 11 MW cada, sendo um reserva. Um está conectado na barra A e dois conectados na barra B;
- Dois compressores de injeção de gás de 11MW cada, sendo um conectado a cada barra;
- Duas bombas de injeção de água de 5,7MW cada, sendo uma reserva. Uma conectada a cada barra;
- Duas bombas de remoção de fosfato de 1,12MW cada, sendo uma reserva e uma conectada a cada barra;
- Um compressor da unidade de recuperação de vapor de 3,4MW, conectado na barra A;
- Uma bomba de serviço do poço de 1,23 MW, conectada na barra B.

As demais cargas do subsistema de 13,8 kV são seis transformadores, sendo:

- Dois transformadores de dois enrolamentos de 13,5 MVA cada, que alimentam o subsistema de 4,16 kV;
- Dois transformadores de três enrolamentos de 3,5 MVA cada, que alimentam o subsistema de 480 V do convés;
- Dois transformadores de três enrolamentos de 5,625 MVA cada, que alimentam o subsistema de 480 V do casco.

Para proteção de cada entrada e saída do CMCP são utilizados disjuntores a vácuo de caixa aberta modelo VD4 da ABB [18], associados aos respectivos relés microprocessados. Este modelo de disjuntor não é fabricado nacionalmente e tinham custos aproximados de € 11.000,00 a € 17.000,00 em 2014, para os modelos de maior capacidade de interrupção, sendo que a variação de preço está relacionada à corrente nominal. A especificação dos disjuntores e do CMCP estão apresentadas na Tabela 5.1. Os dados dos TCs instalados nos cubículos do CMCP conectados a relés de proteção microprocessados estão apresentados na Tabela 5.2. Por fim, em todo o sistema da plataforma foram utilizados cabos de força es-

pecíficos para aplicações marítimas [54]. Os parâmetros completos de todos os componentes estão apresentados no item 5.4.

Tabela 5.1 – Especificação dos Disjuntores e CMCP do Subsistema de 13,8kV.

Equipamento	I_n (kA)	$I_k''/I_b^{(1)}$ (kA)	I_p (kA)	I_k (kA) por 1s	X/R de Catálogo	V_N (kV)
CMCP PN-5143001	3,15	50	130	50	-	13,8
Disjuntor VD4	3,15	50	125	50	17	17,5

⁽¹⁾ I_k'' para o CMCP; I_b para os disjuntores de média tensão.

Tabela 5.2 – Especificação dos TCs do Subsistema de 13,8kV.

Localização	Relação de Transformação	Especificação
Entradas e Interligação	3000 – 5A	10B200
Saídas (Motores acima de 6MW)	2000 – 5A	10B200
Saídas (Transformadores e Motores abaixo de 6MW)	1200 – 5A	10B200

5.3.2. SUBSISTEMA DE 4,16 kV

O subsistema de 4,16kV consiste de um CMCP também, denominado por PN-5143002. A Figura 5.4 apresenta o diagrama unifilar simplificado correspondente.

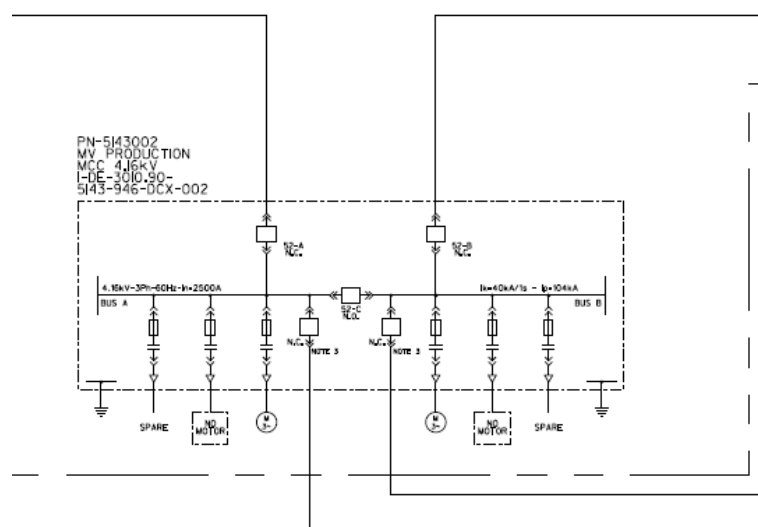


Figura 5.4 – Unifilar Simplificado do PN-5143002.

Este CMCP também é dividido em duas barras A e B, porém não é permitida

operação em paralelo permanente entre os transformadores. Esta topologia tipicamente encontrada em sistemas industriais garante uma melhor confiabilidade e flexibilidade de operação. Permite-se a operação na topologia chamada duplo “I”, com o disjuntor de interligação aberto e cada barra alimentada por um transformador, ou na topologia “L” pela barra A ou B, com uma das entradas aberta e o disjuntor de interligação fechado, com toda a carga alimentada por apenas um transformador. Para este sistema é prevista manobra de paralelismo momentâneo entre transformadores, de forma a permitir a mudança de topologia sem desligamento de cargas, sendo que, esta manobra dura menos de 200 ms.

Os transformadores são conectados em delta no primário e estrela no secundário. O neutro do secundário dos transformadores é aterrado por resistência de alto valor, de forma que a corrente de falta a terra seja limitada em 20 A.

As cargas motóricas conectadas ao subsistema de 4,16 kV consistem de motores de indução, sendo divididos em partida direta e acionamento por conversores de frequência. Os conversores de frequência fornecidos possuem pontes retificadoras não regenerativas, portanto, não contribuem para a corrente de curto-circuito. As cargas motóricas com partida direta são constituídas por:

- Quatro motores de 400 kW cada, sendo dois conectados a cada barra;
- Três motores de 370 kW cada, sendo um reserva. Um conectado na barra A e dois conectados na barra B;
- Quatro motores de 960 kW cada, sendo um reserva. Dois conectados a cada barra;
- Três motores de 870 kW cada, sendo um reserva. Um conectado na barra A e dois conectados na barra B;
- Dois motores de 300 kW cada, sendo um reserva. Um conectado a cada barra;
- Três motores de 220 kW cada, sendo um reserva. Dois conectados na barra A e um conectado a barra B;

Cada barra do subsistema alimenta uma barra de um CMCP de 4,16kV do casco através de disjuntores a vácuo de caixa aberta modelo VD4. O CMCP do casco alimenta apenas cargas estáticas ou motóricas alimentadas por conversores

de frequência não regenerativos, ou seja, não existirá contribuição motórica proveniente deste CMCP em caso de falta no sistema. As entradas e interligação também são protegidas por disjuntores a vácuo VD4.

As cargas motóricas deste subsistema são alimentadas por conjuntos contadores de força e fusível. Nesta topologia as proteções de motor são feitas por relés microprocessados, associados a contadores, enquanto as proteções de sobrecorrente são feitas pelos fusíveis. Em caso de falta, o contator somente poderá abrir após a interrupção da corrente de defeito pelo fusível ou sua integridade física será comprometida, uma vez que não são dimensionados para extinguir correntes elevadas.

As especificações dos disjuntores, fusíveis e do CMCP estão apresentadas na Tabela 5.3. As especificações dos TCs instalados nos cubículos com disjuntor, onde os relés executam a função de sobrecorrente estão apresentadas na Tabela 5.4.

Tabela 5.3 – Especificação dos Disjuntores, Fusíveis e CMCP do Subsistema de 4,16kV.

Equipamento	I_n (kA)	$I_k''/I_b^{(1)}$ (kA)	I_p (kA)	I_k (kA) por 1s	X/R de Catálogo	V_N (kV)
CMCP PN-5143002	2,5	40	104	40	-	4,16
Disjuntor VD4	2,5	40	125	40	17	4,16
Fusível MSJ [55]	0,1 a 0,315	Capacidade de Interrupção: 63kA				7,2

⁽¹⁾ I_k'' para o CMCP; I_b para os disjuntores de média tensão.

Tabela 5.4 – Especificação dos TCs do Subsistema de 4,16kV.

Localização	Relação de Transformação	Especificação
Entradas e Interligação	3000 – 5A	10B200
Saídas	1200 – 5A	10B200

5.3.3. SUBSISTEMA DE 480 V

O subsistema de 480 V do convés consiste essencialmente em dois CDCs

(PN-5143003 e PN-5143006) e quatro CCMs (PN-5143004, PN-5143005, PN-5143007 e PN-5143008). Existem CMCPs auxiliares conectados aos CDCs que não fazem parte do escopo de fornecimento e, portanto, não serão detalhados neste estudo, sendo apresentados apenas os respectivos equivalentes.

Ambos os CDCs seguem a mesma filosofia de operação do subsistema de 4,16 kV, sendo que os enrolamentos secundários e terciários de cada um dos transformadores alimenta uma barra de um CDC distinto, evitando que um mesmo transformador alimente um CDC completo. Os transformadores de três enrolamentos são conectados em delta no primário e estrela com neutro isolado nos enrolamentos secundário e terciário.

Os CCMs possuem uma barra única sem disjuntor de entrada, topologia conhecida como “entrada seca”. A fim de limitar a corrente de defeito nos CCMs e, conseqüentemente, o tamanho dos disjuntores e gavetas do CMCP são utilizados reatores limitadores de núcleo de ar, limitando a corrente de falta nos CCMs em 25 kA. A Figura 5.5 apresenta o diagrama unifilar do subsistema de 480 V do convés, com o objetivo de ilustrar a forma de conexão dos transformadores de três enrolamentos aos CMCPs descrita no parágrafo anterior.

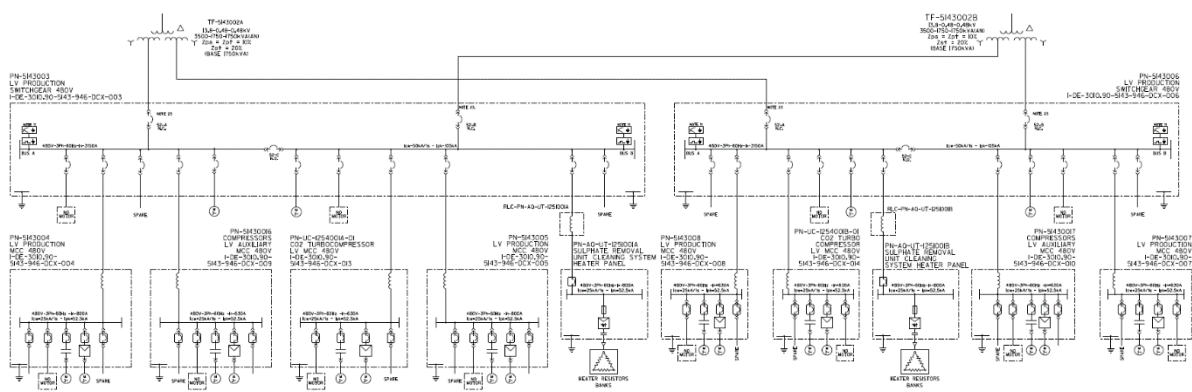


Figura 5.5 – Unifilar Simplificado do Subsistema de 480V.

O subsistema de 480 V possui uma grande variedade de cargas, os parâmetros individuais cada uma delas estão apresentados no item 5.4. Para proteção dos cubículos dos CDCs são utilizados disjuntores a ar de caixa aberta modelo NW32 da Schneider Electric [22]. Para a proteção das gavetas alimentadoras instaladas nos CCMs são utilizados disjuntores de caixa moldada. A fim de simplificar a análise de superação dos equipamentos foram considerados os disjuntores de menor

capacidade de interrupção: disjuntores ABB MO325 [56]. A especificação dos disjuntores e CMCPs estão apresentadas na Tabela 5.5. As especificações dos TCs estão apresentadas na Tabela 5.6.

Tabela 5.5 – Especificação dos Disjuntores e CMCPs do Subsistema de 480V.

Equipamento	I_n (kA)	$I_k'' / I_{cu}^{(1)}$ (kA)	I_{cm} (kA)	I_{cw} (kA) por 1s	X/R de Catálogo	V_N (kV)
CMCP PN-5143003	3,15	50	105	50	-	0,48
CMCP PN-5143004	0,8	25	52,5	25	-	0,48
CMCP PN-5143005	0,8	25	52,5	25	-	0,48
CMCP PN-5143006	3,15	50	105	50	-	0,48
CMCP PN-5143007	0,8	25	52,5	25	-	0,48
CMCP PN-5143008	0,8	25	52,5	25	-	0,48
Disjuntor NW32	3,2	65	105	50	4,9	0,69
Disjuntor MO325	0,02	25	105	25	3,87	0,69

⁽¹⁾ I_k'' para o CMCP; I_{cu} para os disjuntores de baixa tensão. Para os disjuntores de baixa tensão, as correntes I_{cu} e I_{cs} têm mesmo valor.

Tabela 5.6 – Especificação dos TCs do Subsistema de 480V.

Localização	Relação de Transformação	Especificação
Entradas e Interligação	4000 – 5A	10B50
Saídas	1200 – 5A	10B100
	600 – 5A	
	300 – 5A	

O subsistema de 480 V do casco tem a mesma concepção que a utilizada no convés. Como não é parte do fornecimento sob análise e diversos dados não são acessíveis para elaboração do estudo deste sistema, apenas o equivalente das cargas motóricas de cada uma das barras dos CMCPs do casco foram considerados e os parâmetros de cada equivalente estão apresentados no item 5.4.3.

5.4. MODELAGEM DO SISTEMA

O sistema elétrico completo do convés da plataforma foi modelado utilizando os modelos disponíveis no PTW. O modelo individual de cada um dos componentes e os parâmetros dos equipamentos são apresentados neste item.

5.4.1. GERADORES

Para modelagem dos geradores no PTW para estudo de curto-circuito pela norma IEC60909 são necessários os dados conforme Figura 5.6.

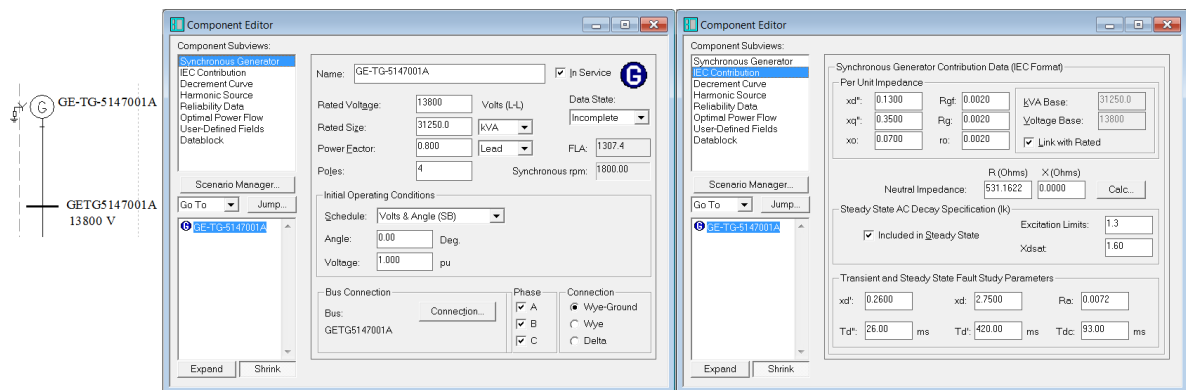


Figura 5.6 – PTW: Modelo do Gerador

A Tabela 5.7 resume os parâmetros dos quatro geradores, sendo:

Tabela 5.7 – Dados dos Geradores

TAG	Sn (MVA)	V _N (kV)	X _d '' (pu)	X _q '' (pu)	x _o (pu)	R _{gf} (pu)	R _g (pu)	r _o (pu)	
GE-TG 5147001	31,25	13,8	0,13	0,13	0,07	0,002	0,002	0,002	
A/B/C/D			X _d ' (pu)	X _d (pu)	R _a (pu)	T _d '' (ms)	T _d ' (ms)	T _{dc} (ms)	R _n (Ω)
			0,26	2,75	0,0072	127	8758,7	48	531,16

- Sn = potência nominal;
- Vn = tensão nominal;
- X_d'' = reatância subtransitória saturada de eixo direto;
- X_q'' = reatância subtransitória saturada de eixo em quadratura;

- x_0 = reatância de curto-circuito de sequência zero;
- R_{gf} = resistência fictícia utilizada para cálculo do pico da corrente de curto-circuito pela norma IEC60909, estimada como aproximadamente $0,02X_d''$;
- R_g = resistência de curto-circuito de sequência positiva;
- r_0 = resistência de curto-circuito de sequência zero;
- X_d' = reatância transitória de eixo direto;
- X_d = reatância síncrona de eixo direto;
- R_a = resistência do estator;
- T_d'' = constante de tempo de curto-circuito subtransitória de eixo direto;
- T_d' = constante de tempo de curto-circuito transitória de eixo direto;
- T_{dc} = constante de tempo da componente CC;
- R_n = resistência de neutro.

5.4.2. TRANSFORMADORES

Para modelagem dos transformadores de dois enrolamentos no PTW são necessários os dados dos equipamentos conforme Figura 5.7. A Tabela 5.8 resume os parâmetros dos dois transformadores de dois enrolamentos, sendo:

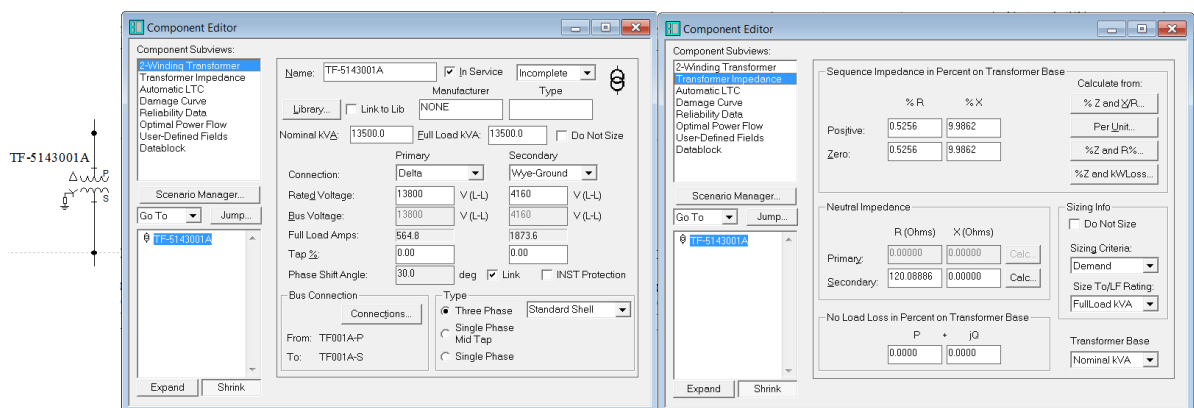


Figura 5.7 – PTW: Modelo do Transformador de Dois Enrolamentos

Tabela 5.8 – Dados dos Transformadores de Dois Enrolamentos.

TAG	Sn (MVA)	V _P – V _S (kV)	R ₁ (%)	X ₁ (%)	R ₀ (%)	X ₀ (%)	R _n (Ω)
TF-5143001A/B	13,5	13,8 – 4,16	0,5256	9,9862	0,5256	9,9862	120,09

- Sn = potência nominal;
- Vp = tensão nominal do enrolamento primário;
- Vs = tensão nominal do enrolamento secundário;
- R₁ = resistência de sequência positiva;
- X₁ = reatância de sequência positiva;
- R₀ = resistência de sequência zero;
- X₀ = reatância de sequência zero;
- R_N = resistência de neutro.

Para a modelagem dos transformadores de três enrolamentos no PTW são necessários os dados dos equipamentos conforme Figura 5.8.

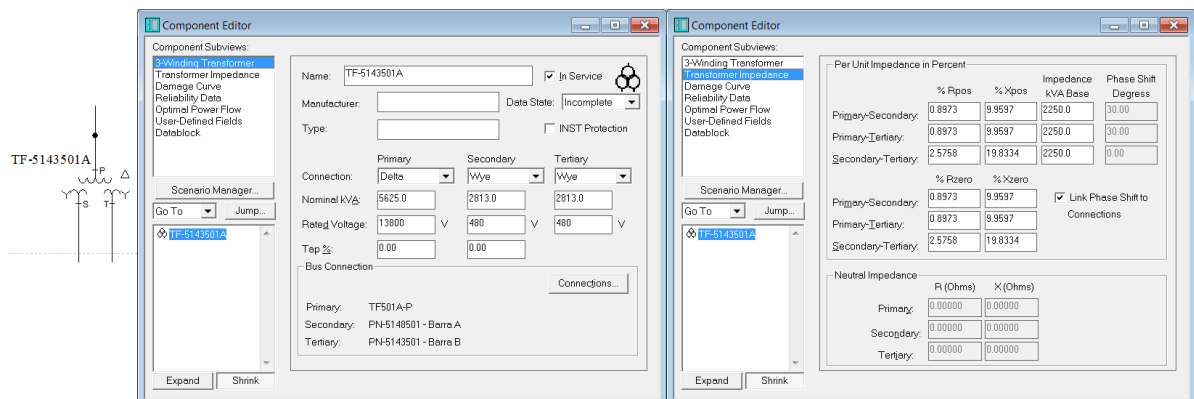


Figura 5.8 – PTW: Modelo do Transformador de Três Enrolamentos.

A Tabela 5.9 resume os parâmetros dos quatro transformadores de três enrolamentos, sendo:

- Sn_P = potência nominal do enrolamento primário;
- Sn_S = potência nominal do enrolamento secundário;
- Sn_T = potência nominal do enrolamento terciário;
- Vp = tensão nominal do enrolamento primário;

- V_s = tensão nominal do enrolamento secundário;
- V_t = tensão nominal do enrolamento terciário;
- R_{1PS} = resistência de sequência positiva entre primário e secundário;
- X_{1PS} = reatância de sequência positiva entre primário e secundário;
- R_{1PT} = resistência de sequência positiva entre primário e terciário;
- X_{1PT} = reatância de sequência positiva entre primário e terciário;
- R_{1PT} = resistência de sequência positiva entre secundário e terciário;
- X_{1PT} = reatância de sequência positiva entre secundário e terciário;
- R_{0PS} = resistência de sequência zero entre primário e secundário;
- X_{0PS} = reatância de sequência zero entre primário e secundário;
- R_{0PT} = resistência de sequência zero entre primário e terciário;
- X_{0PT} = reatância de sequência zero entre primário e terciário;
- R_{0PT} = resistência de sequência zero entre secundário e terciário;
- X_{0PT} = reatância de sequência zero entre secundário e terciário;

Tabela 5.9 – Dados dos Transformadores de Três Enrolamentos

TAG	S_{n_P} (MVA)	S_{n_S} (MVA)	S_{n_T} (MVA)	$V_P - V_S - V_T$ (kV)	R_{1PS} (%)	X_{1PS} (%)	R_{1PT} (%)	X_{1PT} (%)
TF-5143002 A/B $S_{BASE} =$ 1,75MVA	3,5	1,75	1,75	13,8 – 0,48 – 0,48	0,9392	9,9558	0,9392	9,9558
	R_{1ST} (%)	X_{1ST} (%)	R_{0PS} (%)	X_{0PS} (%)	R_{0PT} (%)	X_{0PT} (%)	R_{0ST} (%)	X_{0ST} (%)
	2,8686	19,793	0,9392	9,9558	0,9392	9,9558	2,8686	19,793
TF-5143501 A/B $S_{BASE} =$ 2,25MVA	S_{n_P} (MVA)	S_{n_S} (MVA)	S_{n_T} (MVA)	$V_P - V_S - V_T$ (kV)	R_{1PS} (%)	X_{1PS} (%)	R_{1PT} (%)	X_{1PT} (%)
	5,625	2,813	2,813	13,8 – 0,48 – 0,48	0,8973	9,9597	0,8973	9,9597
	R_{1ST} (%)	X_{1ST} (%)	R_{0PS} (%)	X_{0PS} (%)	R_{0PT} (%)	X_{0PT} (%)	R_{0ST} (%)	X_{0ST} (%)
	2,5758	19,833	0,8973	9,9597	0,8973	9,9597	2,5758	19,833

5.4.3. MOTORES

Para a modelagem dos motores de indução no PTW são necessários os parâmetros apresentados na Figura 5.9.

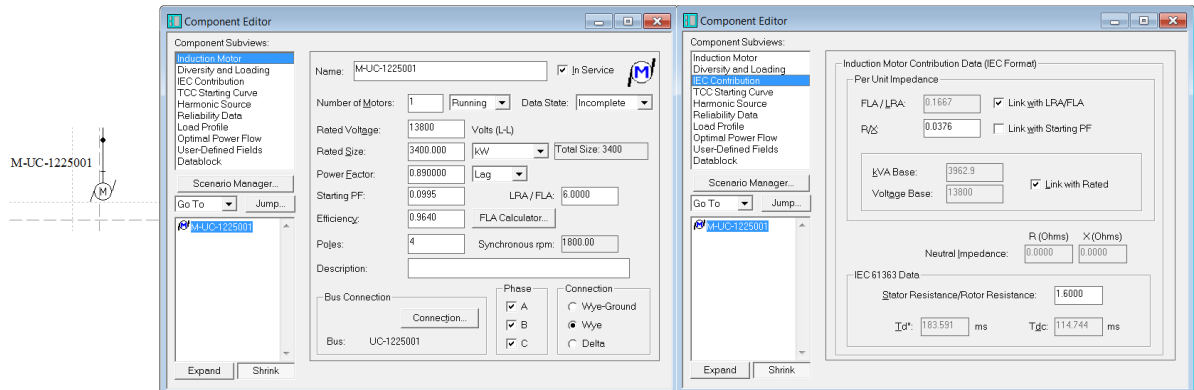


Figura 5.9 – PTW: Modelo do Motor de Indução.

Devido ao grande número de motores, as Tabelas 5.10, 5.11, 5.12 e 5.13 apresentam os parâmetros dos motores do convés com seus respectivos “tags” separados por nível de tensão, sendo:

- Pn = potência nominal;
- Vn = tensão nominal;
- FP = fator de potência;
- Ip/In = relação entre a corrente de partida e a corrente nominal;
- Xd'' = reatância subtransitória;
- X/R = relação X/R do equivalente do motor.

Tabela 5.10 – Dados dos Motores de Indução do Subsistema de 13,8kV.

TAG	Pn (MW)	Vn (kV)	FP	η (%)	Ip/In	X _d '' (pu)	X/R
M-B-UT-1251001-01A/B	1,12	13,8	0,89	96,5	6	0,1667	24,63
M-C-UC-1231001A/B/C	11	13,8	0,89	96,5	4	0,3176	51,28
M-C-UC-1231002A/B/C	11	13,8	0,89	96,5	4	0,3176	51,28
M-C-UC-1252001A/B	11	13,8	0,89	96,5	4	0,3176	51,28
M-B-1251002A/B	5,7	13,8	0,85	96,5	4	0,25	31,25
M-UC-1225001	3,4	13,8	0,89	97,5	6	0,1667	26,60
M-B-5133002	1,23	13,8	0,85	96,5	6	0,1667	24,94

Tabela 5.11 – Dados dos Motores de Indução do Subsistema de 4,16kV.

TAG	Pn (kW)	Vn (kV)	FP	η (%)	Ip/In	X_d'' (pu)	X/R
M-B-1223001A/B	400	4,16	0,92	95,4	6	0,1667	19,88
M-B-1251001A/B/C	370	4,16	0,86	94,7	6	0,1667	19,27
M-B-5111001A/B/C/D	960	4,16	0,86	95,1	6	0,1667	23,98
M-B-5124001A/B/C	870	4,16	0,88	95,3	6	0,1667	23,58
M-B-5124002A/B	300	4,16	0,80	94,4	6	0,1667	17,67
M-B-5125001A/B/C	220	4,16	0,86	93,6	6	0,1667	15,38
M-UC-Z-5412001A/B	400	4,16	0,80	94,7	6	0,1667	19,88

Tabela 5.12 – Dados dos Motores de Indução do Subsistema de 480V.

TAG	Pn (kW)	Vn (kV)	FP	η (%)	Ip/In	X_d'' (pu)	X/R
M-AC-5252002A/B/C	75	0,44	0,85	95,0	6	0,1667	8,58
M-B-1223003A/B	150	0,44	0,87	95,1	6	0,1667	12,74
M-B-UQ-1261001-07A/B	75	0,44	0,80	94,3	6	0,1667	8,58
M-B-1223005A/B	220	0,44	0,90	94,7	6	0,1667	15,38
M-B-1223002A/B	110	0,44	0,90	94,5	6	0,1667	10,77
M-B-UD-5122001A/B	175	0,44	0,88	95,4	6	0,1667	13,77
UH-1210001	236,5	0,44	0,92	98,0	6	0,1667	15,90
M-B-Z-UC-1254001A/B	132	0,44	0,82	96,0	6	0,1667	14,16

Tabela 5.13 – Dados dos Motores de Indução dos Equivalentes do Subsistema de 480V.

TAG	Pn (kW)	Vn (kV)	FP	η (%)	Ip/In	X_d'' (pu)	X/R
EQUIV. PN-5143004	114,3	0,44	0,77	66,5	6	0,3250	2,40
EQUIV. PN-5143005	61,6	0,44	0,71	89,4	6	0,3250	2,40
EQUIV. PN-UC-1254001A-01	101	0,44	0,83	93,1	6	0,3250	2,40
EQUIV. PN-5143007	175,3	0,44	0,85	90,0	6	0,3250	2,40
EQUIV. PN-5143008	18,2	0,44	0,76	89,5	6	0,3250	2,40
EQUIV. PN-UC-1254001B-01	45	0,44	0,83	93,1	6	0,3250	2,40

Por fim, a Tabela 5.14 apresenta os equivalentes por barra de cada CMCP

do sistema do casco.

Tabela 5.14 – Dados dos Motores de Indução Equivalentes do Subsistema de 480V do Casco.

TAG	P _n (kW)	V _n (kV)	FP	η (%)	Ip/In	X _d '' (pu)	X/R
EQUIV. PN-5148501 Barra A	207,84	0,44	0,90	93,0	6	0,1667	3,60
EQUIV. PN-5148501 Barra B	271,16	0,44	0,70	92,0	6	0,1667	5,64
EQUIV. PN-5143501 Barra A	840,31	0,44	0,90	92,0	6	0,1667	5,11
EQUIV. PN-5143501 Barra B	325,32	0,44	0,90	93,0	6	0,1667	4,62
EQUIV. PN-5143504 Barra A	271,35	0,44	0,96	98,0	6	0,1667	2,76
EQUIV. PN-5143504 Barra B	207,29	0,44	0,90	98,0	6	0,1667	2,71

5.4.4. CABOS

O modelo dos cabos e os parâmetros necessários para simulação no PTW estão apresentados na Figura 5.10. Todos os cabos utilizados no sistema são de cobre com isolamento em XLPE (polietileno reticulado) livre de halogênios, a fim de evitar emissão de fumaça e gases tóxicos em caso de incêndio.

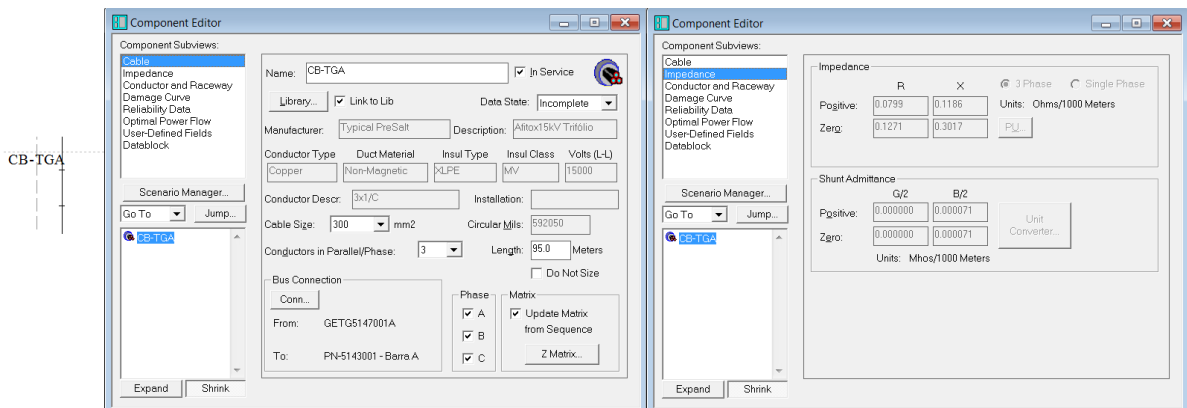


Figura 5.10 – PTW: Modelo dos Cabos.

Assim como feito para os motores, os parâmetros dos cabos foram divididos por nível de tensão e as Tabelas 5.15, 5.16 e 5.17 apresentam os pontos de conexão dos cabos junto de seus parâmetros, sendo:

- V_n = tensão nominal;
- L = comprimento;
- C/f = número de condutores por fase;
- R₁ = resistência de sequência positiva por cabo;

- X_1 = reatância de sequência positiva por cabo;
- R_0 = resistência de sequência zero por cabo;
- X_0 = reatância de sequência zero por cabo;

Tabela 5.15 – Dados dos Cabos do Subsistema de 13,8kV.

De	Para	Vn (kV)	L (m)	Bitola (mm ²)	C/f	R ₁ (Ω/km)	X ₁ (Ω/km)	R ₀ (Ω/km)	X ₀ (Ω/km)
GE-TG-5147001A/B/C/D	PN-5143001	15	95	300	3	0,0799	0,1186	0,1271	0,3071
M-B-1251002A/B	PN-5143001	15	160	95	2	0,2510	0,1230	0,3927	0,3265
M-B-UT-1251001-01A/B	PN-5143001	15	160	120	1	0,1988	0,1190	0,3122	0,3147
M-C-UC-1231001A/B/C	PN-5143001	15	268	95	3	0,2510	0,1230	0,3927	0,3265
M-C-UC-1231002A/B/C	PN-5143001	15	298	95	3	0,2510	0,1230	0,3927	0,3265
M-C-UC-1252001A/B	PN-5143001	15	195	120	3	0,1988	0,1190	0,3122	0,3147
M-UC-1225001	PN-5143001	15	261	120	1	0,1988	0,1190	0,3122	0,3147
TF-5143001A/B	PN-5143001	15	20	120	3	0,1988	0,1190	0,3122	0,3147
TF-5143002A/B	PN-5143001	15	20	70	2	0,3468	0,1300	0,5443	0,3441
TF-5143501A/B	PN-5143001	15	110	70	2	0,3468	0,1300	0,5443	0,3441

Tabela 5.16 – Dados dos Cabos do Subsistema de 4,16kV.

De	Para	Vn (kV)	L (m)	Bitola (mm ²)	C/f	R ₁ (Ω/km)	X ₁ (Ω/km)	R ₀ (Ω/km)	X ₀ (Ω/km)
TF-5143001A/B	PN-5143002	6	25	240	4	0,1004	0,1170	0,1575	0,2882
M-B-1223001A/B	PN-5143002	6	220	25	1	0,9413	0,1320	1,4741	0,3599
M-B-1251001A/B/C	PN-5143002	6	160	25	1	0,9413	0,1320	1,4741	0,3599
M-B-5111001A/B/C/D	PN-5143002	6	70	95	1	0,2513	0,1080	0,3931	0,2929
M-B-5124001A/B/C	PN-5143002	6	100	95	1	0,2513	0,1080	0,3931	0,2929
M-B-5124002A/B	PN-5143002	6	100	25	1	0,9413	0,1320	1,4741	0,3599
M-B-5125001A/B/C	PN-5143002	6	100	25	1	0,9413	0,1320	1,4741	0,3599
M-UC-Z-5412001A/B	PN-5143002	6	320	25	1	0,9413	0,1320	1,4741	0,3599
PN-5143507	PN-5143002	6	100	120	3	0,1991	0,1050	0,3126	0,2831

Tabela 5.17 – Dados dos Cabos do Subsistema de 480V.

De	Para	Vn (kV)	L (m)	Bitola (mm ²)	C/f	R ₁ (Ω/km)	X ₁ (Ω/km)	R ₀ (Ω/km)	X ₀ (Ω/km)
TF-5143002A	PN-5143003	1	80	300	8	0,0825	0,0970	0,1312	0,2468
TF-5143002B	PN-5143003	1	50	300	8	0,0825	0,0970	0,1312	0,2468
PN-5143004	PN-5143003	1	20	150	3	0,1646	0,0850	0,2564	0,2029
M-AC-5252002A/C	PN-5143003	1	50	50	1	0,5022	0,0880	0,7818	0,2033
M-B-1223003A/C	PN-5143003	1	235	50	2	0,5022	0,0880	0,7818	0,2033
PN-5143005	PN-5143003	1	20	150	3	0,1646	0,0850	0,2564	0,2029
PN-UC-1254001A-01	PN-5143003	1	20	95	3	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958
M-B-1223005A	PN-5143003	1	200	95	2	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958
M-B-1223002A	PN-5143003	1	230	70	2	0,3475	0,0870	0,5412	0,1997
M-B-UD-5122001A	PN-5143003	1	320	95	2	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958
M-B-UQ-1261001-07A	PN-5143003	1	80	50	1	0,5022	0,0880	0,7818	0,2033
M-B-Z-UC-1254001A	PN-UC-1254001A	1	350	95	2	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958
TF-5143002A/B	PN-5143006	1	50	300	8	0,0825	0,0970	0,1312	0,2468
PN-5143008	PN-5143006	1	20	300	2	0,0825	0,0970	0,1312	0,2468
PN-UC-1254001B-01	PN-5143006	1	20	95	2	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958
M-B-1223003B	PN-5143006	1	235	50	2	0,5022	0,0880	0,7818	0,2033
M-B-1223002B	PN-5143006	1	230	70	2	0,3475	0,0870	0,5412	0,1997
M-B-1223005B	PN-5143006	1	200	95	2	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958
M-B-UD-5122001B	PN-5143006	1	320	95	2	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958
PN-5143007	PN-5143006	1	10	185	2	0,1310	0,1000	0,1907	0,2491
M-B-UQ-1261001-07B	PN-5143006	1	80	50	1	0,5022	0,0880	0,7818	0,2033
UH-1210001	PN-5143006	1	195	70	2	0,3475	0,0870	0,5412	0,1997
M-B-Z-UC-1254001B	PN-UC-1254001B	1	350	95	2	0,2520	0,0840	0,3924	0,1958

No subsistema de 480 V do casco os cabos não foram modelados, uma vez que o objetivo deste trabalho é analisar apenas o sistema elétrico do convés. Desprezando os cabos do casco, as contribuições dos motores equivalentes são mais

conservadoras.

5.4.5. REATORES

Para a modelagem dos reatores limitadores de núcleo a ar no PTW são necessários os parâmetros conforme Figura 5.11.

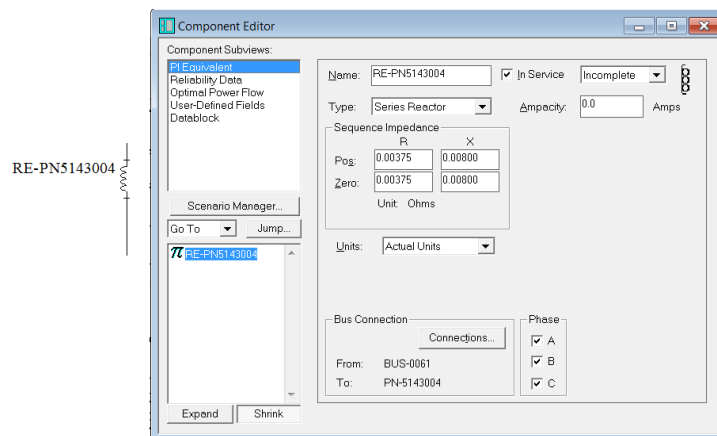


Figura 5.11 – PTW: Modelo dos Reatores.

A Tabela 5.18 sumariza os parâmetros dos reatores de cada CCM individualmente, sendo:

- I_n = corrente nominal;
- V_n = tensão nominal
- X/R = fator de qualidade do reator;
- X = reatância por fase;
- R = resistência por fase;
- I_k = corrente de curto-circuito suportável por 1 segundo;
- I_p = corrente de curto-circuito de pico máxima suportável.

Tabela 5.18 – Dados dos Reatores Limitadores.

TAG	I_n (A)	V_n (kV)	X/R	X (m Ω)	R (m Ω)	I_K (kA)	I_P (kA)
ENTRADA PN-5143004	800	0,48	20	8	0,4	25	52,5
ENTRADA PN-5143005	800	0,48	20	8	0,4	25	52,5
ENTRADA PN-5143007	800	0,48	20	8	0,4	25	52,5
ENTRADA PN-5143008	800	0,48	20	8	0,4	25	52,5
ENTRADA PN-UC-1254001A-01	630	0,48	20	8	0,4	25	52,5
ENTRADA PN-UC-1254001B-01	630	0,48	20	8	0,4	25	52,5

Por fim, o diagrama unifilar completo do sistema modelado no PTW está apresentado no Anexo B.

5.5. ESTUDO DE CURTO-CIRCUITO E ANÁLISE DE SUPERAÇÃO DE EQUIPAMENTOS

Com o sistema completo modelado no PTW foram propostos cinco cenários para desenvolvimento do estudo de curto-circuito e análise de superação de equipamentos, de forma a determinar a condição de operação a partir da qual é necessário que o LCC esteja em operação. A Tabela 5.19 sumariza os cenários, descritos em detalhes nos próximos itens.

Tabela 5.19 – Sumário dos Cenários Simulados.

Cenários	Descrição
Cenário 1	Operação com quatro geradores, condição de carga máxima do processo. CMCPs operando na topologia duplo “I”
Cenário 2	Operação com quatro geradores, condição de carga máxima do processo. CMCPs operando na topologia “L”
Cenário 3	Operação com três geradores, condição de carga normal esperada. CMCPs operando na topologia “L”
Cenário 4	Operação com dois geradores, condição de carga máxima admissível para esta capacidade de suprimento. CMCPs operando na topologia “L”
Cenário 5	Determinação da condição operativa que representa o limiar de superação de equipamentos.

Toda a análise foi desenvolvida apenas para faltas trifásicas, uma vez que os subsistemas de média tensão têm o neutro aterrado por resistor e os subsistemas de baixa tensão possuem o neutro isolado. Assim, as correntes de falta fase-terra são reduzidas, não representando problema em nenhum nível de tensão.

5.5.1. CENÁRIO 1

O cenário 1 considera a condição de operação mais crítica, com o sistema operando com os quatro geradores, carga máxima demandada pelo processo e todos os CMCPs operando na configuração duplo “1”. Esta não é a condição normal operativa do sistema, porém é uma condição possível e deve ser analisada. Para esta condição operativa as seguintes cargas estão fora de operação, por serem reservas:

- PN-5143001: M-C-UC-1231001C (11MW), M-B-1251002B (5,7MW), M-B-UT-1251001-01B (1,12MW), M-C-UC-1231002C (11MW);
- PN-5143002: M-B-5125001C (220kW), M-B-1251001C (370kW), M-B-5111001D (960kW), M-B-5124001C (870kW), M-B-5124002B (300kW);
- PN-5143003: M-B-1223003A (150kW), M-B-UQ-1261001-07A (75kW), M-AC-5252002C (75kW);
- PN-5143006: M-B-1223005B (220kW), M-B-1223002B (110kW), M-B-UD-5122001B (175kW).

A Tabela 5.20 apresenta os resultados obtidos no cálculo de curto-circuito para verificação da superação dos CMCPs. A corrente I_K é a corrente de curto-circuito de regime permanente e a corrente I_P a corrente de pico máxima. As colunas com grandezas “testadas” são relativas à especificação dos CMCPs; as colunas com grandezas “obtidas” são relativas às correntes máximas calculadas pela simulação; e as duas últimas colunas apresentam, em porcentagem, quanto os valores calculados representam em relação à capacidade do CMCP.

Para porcentagens entre 90% e 100%, as células da tabela estão destacadas em amarelo, representando que não existe superação do CMCP, porém a capacidade está próxima do limite. Para porcentagens acima de 100%, as células estarão destacadas em vermelho, representando superação do painel. Este tipo de representação será utilizado na análise de superação de todos os equipamentos.

Tabela 5.20 – Cenário 1: Análise de Superação dos CMCPs.

CMCP	I_K Catálogo (kA)	I_P Catálogo (kA)	I_K Obtido (kA)	I_P Obtido (kA)	X/R Obtido	% I_K	% I_P
PN-5143001	50	130	12,47	165,60	39,95	24,94	127,38
PN-5143002	40	104	18,14	62,30	18,18	45,35	59,90
PN-5143003	50	105	17,52	68,10	6,77	35,04	64,86
PN-5143004	25	52,5	10,42	33,30	6,44	41,68	63,43
PN-5143005	25	52,5	10,61	36,90	6,58	42,44	70,29
PN-5143006	50	105	18,43	66,00	7,22	36,86	62,86
PN-5143007	25	52,5	11,11	38,80	8,00	44,44	73,90
PN-5143008	25	52,5	10,81	34,80	7,75	43,24	66,29

Para este primeiro cenário apenas o CMCP do subsistema de 13,8kV (PN-5143001) apresentou problemas de superação pela corrente de pico. Essa primeira análise mostra o maior desafio característico de aplicações com geração eletricamente próxima, correntes elevadas com relação X/R muito elevada.

O próximo passo consiste na análise de superação de disjuntores e fusíveis. Para cada CMCP, basta analisar o equipamento que sofre a maior solicitação, uma vez que todos possuem a mesma especificação. Os dispositivos selecionados por CMCP estão representados na Tabela 5.21.

Tabela 5.21 – Seleção dos Dispositivos de Proteção para Análise.

CMCP	Tensão (kV)	Descrição	TAG
PN-5143001	13,8	Alimentador do TF-5141501A	52-001A-03
		Entrada do Gerador GE-TG-5147001A	52-001A
PN-5143002	4,16	Alimentador do motor M-B-5125001A	CF-002A-08
		Alimentador do PN-5143507A	52-002A-01
PN-5143003	0,48	Alimentador do CCM PN-5143005	52-003B-01
PN-5143006	0,48	Alimentador do CCM PN-5143008	52-006A-01
CCMs	0,48	Para os quatro CCMs, será analisado apenas o com maior solicitação.	DJ-PN-5143007

O disjuntor do gerador GE-TG-5147001A também foi analisado apenas a tí-

tulo de informação, pois não corresponde àquele que sofre maior solicitação. Para todos os disjuntores de média tensão o tempo mínimo de abertura dos contatos é de 33ms (2 ciclos) conforme catálogo do fabricante.

As relações X/R encontradas superam os valores de teste de todos os disjuntores especificados no sistema, de forma que é necessário aplicar os fatores de correção para as correntes calculadas conforme apresentado no item 2.4. A Tabela 5.22 apresenta o resultado da análise de superação dos dispositivos de proteção para o cenário 1.

Tabela 5.22 – Cenário 1: Análise de Superação de Disjuntores e Fusíveis

Dispositivo ⁽¹⁾	Valores de Catálogo (kA)			Valores Calculados (kA)				%I _{b/k''}	%I _P
	I _b / I _{k''}	I _P	X/R	I _b / I _{k''}	I _P	X/R	I _{b/k''} corrigido		
52-001A	50	125	17	41,8	135,9	38,09	49,33	98,65	108,72
52-001A-03	50	125	17	50,4	164,9	40,78	60,41	120,82	131,92
CF-002A-08	63	-	-	23,6	-	-	-	37,46	-
52-002A-01	40	100	17	22,1	62,3	18,18	22,32	55,81	62,30
52-003B-01	65	143	4,9	28,8	67,3	6,85	34,48	53,05	47,06
52-006A-01	65	143	4,9	27,9	65,8	7,24	33,62	51,73	46,01
DJ-PN-5143007	25	100	3,87	16,2	38,8	8,00	20,83	83,30	38,80

⁽¹⁾ I_b para disjuntores de média tensão; I_{k''} para disjuntores de baixa tensão.

Ambos os disjuntores avaliados do PN-5143001 estão superados pela corrente de pico. O disjuntor do alimentador do transformador também está superado pela sua capacidade de interrupção em mais de 20%. Outro ponto importante observado é o impacto da relação X/R elevada, resultando no aumento da corrente de interrupção calculada em aproximadamente 20% no PN-5143001. Para os demais CMCPs, nenhum dispositivo de proteção foi superado neste pior cenário.

5.5.2. CENÁRIO 2

O cenário 2 considera o sistema na mesma condição de carga máxima que o cenário anterior. A única alteração é a mudança da topologia de todos os CMCPs dos subsistemas de 4,16kV e 480V para configuração “L”, somando todas as contribuições dos motores, aumentando a corrente resultante. A Tabela 5.23 apresen-

ta a análise de superação dos CMCPs e a Tabela 5.24 apresenta a análise de superação dos dispositivos de proteção.

Tabela 5.23 – Cenário 2: Análise de Superação dos CMCPs.

CMCP	I_K Catálogo (kA)	I_P Catálogo (kA)	I_K Obtido (kA)	I_P Obtido (kA)	X/R Obtido	$\%I_K$	$\%I_P$
PN-5143001	50	130	12,47	164,80	42,05	24,94	126,77
PN-5143002	40	104	18,14	71,50	18,32	45,35	68,75
PN-5143003	50	105	17,52	71,70	6,45	35,04	68,29
PN-5143004	25	52,5	10,61	38,70	6,30	42,44	73,71
PN-5143005	25	52,5	10,61	37,90	6,42	42,44	72,19
PN-5143006	50	105	18,43	72,20	6,71	36,86	68,76
PN-5143007	25	52,5	11,11	40,70	7,40	44,44	77,52
PN-5143008	25	52,5	10,81	37,70	7,20	43,24	71,81

Tabela 5.24 – Cenário 2: Análise de Superação dos Disjuntores e Fusíveis.

Dispositivo ⁽¹⁾	Valores de Catálogo (kA)			Valores Calculados (kA)				$\%I_{b/k''}$	$\%I_P$
	$I_b / I_{k''}$	I_P	X/R	$I_b / I_{k''}$	I_P	X/R	$I_{b/k''}$ corrigido		
52-001A	50	125	17	41,7	135,1	40,42	49,88	99,76	108,08
52-001A-03	50	125	17	50,3	164,1	42,99	61,01	122,01	131,28
CF-002A-08	63	-	-	27,1	-	-	-	43,02	-
52-002A-01	40	100	17	24,5	71,5	18,32	24,78	61,94	71,50
52-003B-01	65	143	4,9	30,6	70,9	6,51	36,41	56,02	49,58
52-006A-01	65	143	4,9	30,9	72,0	6,73	36,92	56,80	50,35
DJ-PN-5143007	25	100	3,87	17,2	40,7	7,40	21,92	87,69	40,70

⁽¹⁾ I_b para disjuntores de média tensão; $I_{k''}$ para disjuntores de baixa tensão.

É possível observar um aumento nas correntes de falta em todos os CMCPs agora operando na configuração “L” e nos respectivos dispositivos de proteção. De toda forma, mesmo com este aumento, apenas o PN-5143001 continua a apresentar problemas de superação tanto do CMCP quanto dos disjuntores.

Os próximos cenários têm como objetivo investigar outras condições opera-

tivas do sistema elétrico da plataforma, sempre reduzindo o carregamento do sistema, de forma a identificar o limiar a partir do qual os equipamentos estão superados.

5.5.3. CENÁRIO 3

O cenário 3 representa a condição normal de operação da plataforma. Como para a condição mais crítica apenas o PN-5143001 apresentou superação de equipamentos, a partir deste cenário a análise de superação dos dispositivos de proteção será focada apenas neste CMCP, uma vez que, certificando a especificação correta para o cenário mais crítico, todos os demais cenários não apresentarão problemas.

Este cenário consiste na operação com três geradores e apenas um compressor de injeção de gás, ou seja, a carga M-C-UC-1252001B (11MW) fora de operação. Esta é a condição operativa normal da plataforma. A Tabela 5.25 apresenta os resultados da análise de superação dos CMCPs e a Tabela 5.26 apresenta os resultados da análise de superação dos disjuntores do PN-5143001.

Tabela 5.25 – Cenário 3: Análise de Superação dos CMCPs.

CMCP	I_K Catálogo (kA)	I_P Catálogo (kA)	I_K Obtido (kA)	I_P Obtido (kA)	X/R Obtido	% I_K	% I_P
PN-5143001	50	130	9,35	129,90	38,02	18,70	99,92
PN-5143002	40	104	17,41	70,30	17,79	43,53	67,60
PN-5143003	50	105	17,41	71,60	6,52	34,82	68,19
PN-5143004	25	52,5	10,57	38,70	6,30	42,28	73,71
PN-5143005	25	52,5	10,57	37,90	6,42	42,28	72,19
PN-5143006	50	105	18,31	72,00	6,61	36,62	68,57
PN-5143007	25	52,5	11,07	40,70	7,40	44,28	77,52
PN-5143008	25	52,5	10,77	37,60	7,08	43,08	71,62

Tabela 5.26 – Cenário 3: Análise de Superação dos Disjuntores do PN-5143001.

Dispositivo	Valores de Catálogo (kA)			Valores Calculados (kA)				%I _b	%I _P
	I _b	I _P	X/R	I _b	I _P	X/R	I _b		
							corrigido		
52-001A	50	125	17	31,1	100,2	35,28	36,06	72,11	80,16
52-001A-03	50	125	17	39,7	129,2	38,97	47,09	94,19	103,36

Comparando-se os resultados dos cálculos de curto-circuito deste cenário com os dois anteriores, é possível verificar uma pequena variação para as correntes de curto-circuito nos CMCPs dos subsistemas de 4,16 kV e 480 V, mesmo com a retirada de um dos geradores. Este resultado corrobora o fato dos transformadores serem os principais limitadores da corrente de curto-circuito no sistema.

Neste cenário a corrente de pico no PN-5143001 tem um valor praticamente igual ao de sua especificação, não caracterizando uma superação, mas sim um ponto que deve ser avaliado com mais detalhes. O disjuntor do gerador já não apresenta condição de superação. Já o disjuntor do transformador não apresenta superação por corrente de interrupção, porém continua a ser superado pela corrente de pico. Porém, assim como observado para o CMCP, a superação ocorre com uma margem muito pequena.

Foram feitos novos cálculos de forma a considerar o sistema operando em condição de carga máxima, mesma configuração dos cenários 1 e 2, porém com apenas três geradores. As Tabela 5.27 e Tabela 5.28 apresentam os resultados para esta condição.

Tabela 5.27 – Cenário 3 (Sobrecarga): Análise de Superação do CMCP.

CMCP	I _K Catálogo (kA)	I _P Catálogo (kA)	I _K Obtido (kA)	I _P Obtido (kA)	X/R Obtido	%I _K	%I _P
PN-5143001	50	130	9,35	135,00	39,58	18,70	103,85

Tabela 5.28 – Cenário 3 (Sobrecarga): Análise de Superação dos Disjuntores.

Dispositivo	Valores de Catálogo (kA)			Valores Calculados (kA)				%I _b	%I _P
	I _b	I _P	X/R	I _b	I _P	X/R	I _b		
							corrigido		
52-001A	50	125	17	32,8	105,3	37,16	38,49	76,97	84,24
52-001A-03	50	125	17	41,4	134,3	40,58	49,57	99,13	107,44

Para condição de sobrecarga o CMCP e o disjuntor do alimentador do transformador são superados pela corrente de pico por uma margem maior. Desta forma, utilizando a metodologia de cálculo de curto-circuito da IEC60909, existe superação de equipamentos para condição de três geradores com carga nominal e carga máxima.

5.5.4. CENÁRIO 4

O cenário 4 avalia o sistema em operação com dois geradores e a carga máxima admissível. Nesta condição três compressores são desconectados: M-C-UC-1231001A (11MW), M-C-UC-1231002B (11MW) e M-C-UC-1252001B (11MW). Foi avaliado apenas o PN-5143001 e as Tabela 5.29 e Tabela 5.30 apresentam os resultados obtidos.

Tabela 5.29 – Cenário 4: Análise de Superação do PN-5143001.

CMCP	I _K Catálogo (kA)	I _P Catálogo (kA)	I _K Obtido (kA)	I _P Obtido (kA)	X/R Obtido	%I _K	%I _P
PN-5143001	50	130	6,24	90,00	33,84	12,48	69,23

Tabela 5.30 – Cenário 4: Análise de Superação dos Disjuntores do PN-5143001.

Dispositivo	Valores de Catálogo (kA)			Valores Calculados (kA)				%I _b	%I _P
	I _b	I _P	X/R	I _b	I _P	X/R	I _b		
							corrigido		
52-001A	50	125	17	18,8	60,3	28,94	20,83	41,65	48,24
52-001A-03	50	125	17	27,4	89,3	34,91	31,69	63,38	71,44

Para este cenário o sistema pode operar sem restrições, pois todos os equipamentos, não são superados e com uma boa margem de segurança.

5.5.5. CENÁRIO 5

O último cenário tem como objetivo identificar a condição limite onde não ocorre nenhum tipo de superação nos equipamentos do sistema. Os compressores de 11MW representam as maiores contribuições para as correntes de falta do sistema. Desta forma, partindo da condição de sobrecarga com três geradores, foram simuladas a retirada de compressores de operação e recalculado o curto-circuito no sistema. A condição limite corresponde a quatro compressores conectados ao sistema cujos resultados são reproduzidos nas Tabela 5.31 e Tabela 5.32.

Tabela 5.31 – Cenário 5: Análise de Superação do PN-5143001.

CMCP	I_K Catálogo (kA)	I_P Catálogo (kA)	I_K Obtido (kA)	I_P Obtido (kA)	X/R Obtido	% I_K	% I_P
PN-5143001	50	130	9,35	124,90	39,50	18,70	96,08

Tabela 5.32 – Cenário 5: Análise de Superação dos Disjuntores do PN-5143001.

Dispositivo	Valores de Catálogo (kA)			Valores Calculados (kA)				% I_b	% I_P
	I_b'	I_P	X/R	I_b'	I_P	X/R	I_b corrigido		
52-001A	50	125	17	29,4	95,2	36,83	34,43	68,85	76,16
52-001A-03	50	125	17	38,0	124,2	40,58	45,50	90,99	99,36

Desta forma, pela metodologia proposta pela IEC60909, as condições a partir das quais ocorre superação de equipamentos são: operação com três ou quatro geradores e cinco ou mais compressores de 11MW.

5.5.6. ANÁLISE DOS RESULTADOS

A Tabela 5.33 sumariza os principais resultados obtidos para os dispositivos de 13,8 kV nos cinco cenários, a fim de facilitar a análise dos mesmos.

Tabela 5.33 – Sumário de Resultados.

Cenários	Dispositivo	%I _b	%I _p
Cenário 1	52-001A-03	120,82	131,92
Cenário 2	52-001A-03	122,01	131,28
Cenário 3	52-001A-03	99,13	107,44
Cenário 4	52-001A-03	63,38	71,44
Cenário 5	52-001A-03	90,99	99,36

Com base nestes resultados, verifica-se a necessidade de instalação de um LCC no sistema de 13,8 kV. A solução mais atrativa do ponto de vista financeiro encontrada foi a instalação de um LCC na interligação entre os barramentos A e B, limitando toda a contribuição de uma das barras. As duas alternativas de LCC economicamente viáveis propostas foram reatores de núcleo a ar e/ou dispositivos pirotécnicos.

O uso do reator como solução pode comprometer o desempenho do sistema durante a partida dos motores de maior porte do subsistema de 13,8 kV, dependendo da configuração dos geradores. Para contornar este problema seria necessário o uso de chaves de partida suave (*soft-starters*) ou conversores de frequência que, para o nível de tensão e potência dos motores, têm custos elevados. Outro problema técnico se dá por restrição de espaço físico para instalação de um reator trifásico de média tensão com corrente nominal superior a 3000 A. Portanto, foi especificado um dispositivo pirotécnico (*Is-Limiter*) como solução técnica final.

Como apresentado no Capítulo 4, os LCCs pirotécnicos têm como principal desvantagem a necessidade de substituição dos “insertos” após atuação. Desta forma, é interessante que o LCC apenas atue quando estritamente necessário, evitando despesas excessivas com novos “insertos” e intervenções no CMCP pela equipe de manutenção. Esta condição limite deve ser avaliada com critério, pois a não atuação do LCC em uma situação na qual seria necessária é ainda mais crítica, podendo comprometer a integridade física do CMCP principal do sistema elétrico da plataforma. Os prejuízos associados são enormes devido a parada do processo associada a dificuldade de grandes intervenções corretivas em uma planta que operará em alto mar.

Através dos estudos desenvolvidos neste capítulo, o ponto ótimo do sistema

foi encontrado no cenário 5: três ou quatro geradores com cinco ou mais compressores em operação. Portanto, para qualquer condição operativa com cargas e geração menores que a deste cenário, o LCC deve ficar desabilitado.

5.6. ANÁLISE DE SATURAÇÃO DE TC'S E IMPACTOS NA PROTEÇÃO DE SOBRECORRENTE

Os dados obtidos do estudo de curto-circuito subsidiam a análise de saturação dos TCs. Para desenvolver este estudo foi utilizada uma planilha para cálculo de saturação disponibilizada pelo IEEE PSRC (*Power Systems Relaying Committee*) [57], cuja interface está representada na Figura 5.12.

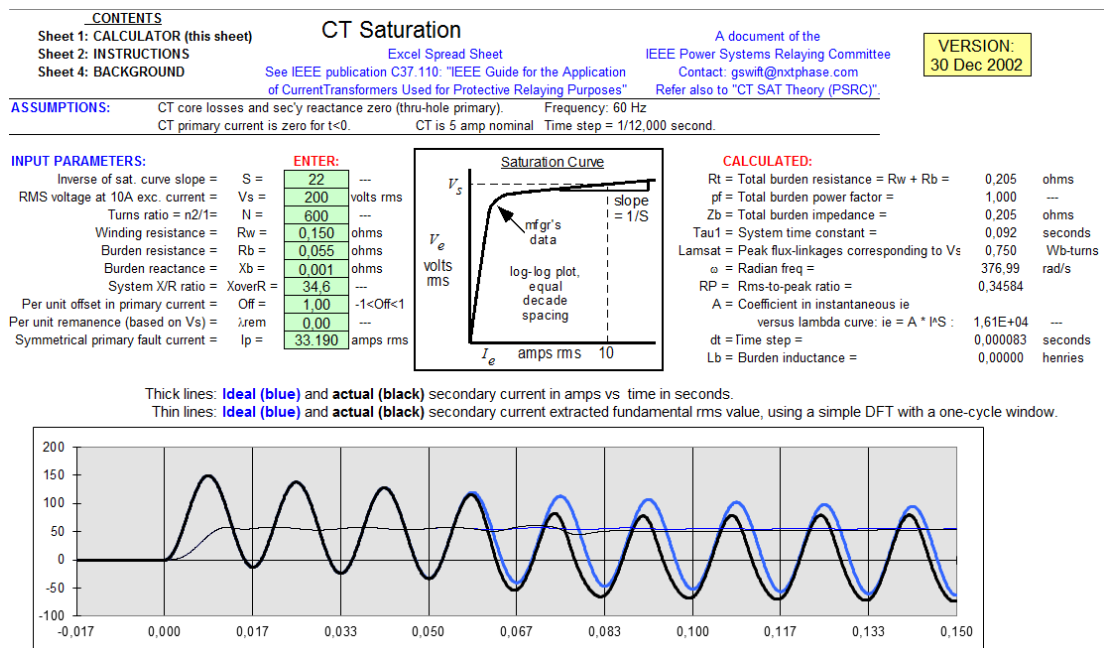


Figura 5.12 – Planilha para Análise de Saturação de TCs.

Os dados necessários para elaboração do estudo são:

- Tensão secundária do TC para corrente de excitação de 10A;
- Relação de transformação do TC;
- Resistência do enrolamento secundário;
- Resistência da carga, cabo e impedância do canal de corrente do relé microprocessado;
- Reatância da carga, cabo e impedância do canal de corrente do relé

microprocessado;

- Relação X/R do sistema;
- Corrente de falta simétrica no primário.

Os dados dos TCs foram obtidos das folhas de dados do fabricante. A tensão secundária em que o TC entra em saturação foi considerada como o valor da especificação, 200V para um TC 10B200, por exemplo. Esta consideração traz resultados mais conservadores, uma vez que a tensão interna de saturação de um TC é maior que a tensão em seus terminais, conforme apresentado no item 2.6.

A resistência dos enrolamentos dos TCs é 0,15 Ω , obtida através de uma média de medições feitas em campo durante comissionamento. Os cabos que interligam os TCs aos relés são cabos navais de 4 mm² da Prysmian Group, com resistência igual a 5,52 Ω /km e reatância igual a 0,14 Ω /km. O comprimento máximo considerado para estes cabos é de 8 m. Os relés microprocessados são o modelo Sepam S80 da Schneider Electric, cujo canal de leitura de corrente possui uma impedância puramente resistiva inferior a 0,02 Ω [58].

Para cada subsistema foi escolhido um TC de cada especificação e utilizada a maior corrente a qual está submetido. As correntes utilizadas como base foram retiradas do cenário 3, na condição de sobrecarga, uma vez que para os cenários 1 e 2 há a necessidade de instalação de limitadores, o que reduz as correntes no PN-5143001, e os demais CMCPs sofrem pouca variação com as mudanças no subsistema de 13,8 kV.

Conforme apresentado no Capítulo 2, sistemas com corrente de curto-circuito e relação X/R elevadas normalmente devem conviver com a saturação dos TCs. Assim, o principal objetivo desta análise é garantir a correta atuação dos relés de proteção nesta condição. Os relés microprocessados Sepam utilizam filtros digitais tipo coseno para cálculo do valor RMS da corrente e, para as funções de sobrecorrente instantânea, utilizam apenas o valor da componente fundamental para atuação. Portanto, é importante verificar que o maior ajuste de disparo da função de proteção de sobrecorrente instantânea proposto no estudo de proteção esteja abaixo do valor RMS da componente fundamental para a situação de máxima saturação. A Tabela 5.34 apresenta os parâmetros utilizados para análise dos TCs.

Para melhor tratamento e interpretação dos dados obtidos na planilha da Figura 5.12 foi desenvolvido um código em MATLAB com a implementação de um

filtro coseno baseado em DFT (Transformada Discreta de Fourier). Utilizando os valores de corrente da planilha do PSRC [57], o código desenvolvido amostra a forma de onda e calcula o valor RMS ao longo do tempo para comparação gráfica com o ajuste proposto pelo estudo de proteção. As Figuras 5.13, 5.14 e 5.15 apresentam os resultados obtidos para o subsistema de 13,8kV.

Tabela 5.34 – Dados para Análise de Saturação dos TCs.

CMCP	Localização	Especificação	Relação de Transformação	Máxima Solicitação		Máximo Ajuste Função 50 (A)
				I_k'' (kA)	X/R	
PN-5143001	Cubículos de Entrada	10B200	3000-5A	38,7	37,16	2430
	Alimentador de Motor Acima de 6MW	10B200	2000-5A	47,6	40,30	3860
	Alimentador de Transformador	10B200	500-5A	49,2	40,58	2000
PN-5143002	Interligação	10B200	3000-5A	23,4	17,41	6000
	Alimentador de CMCP	10B200	1200-5A	26,9	18,49	6000
PN-5143003 ou PN-5143006	Interligação	10B50	4000-5A	29,1	6,61	8000
	Alimentador de CCM	10B100	1200-5A	30,8	6,62	8000
	Alimentador de Carga Estática	10B100	600-5A	29,5	6,95	6400
	Alimentador de Carga Estática	10B100	300-5A	30,2	6,58	4800

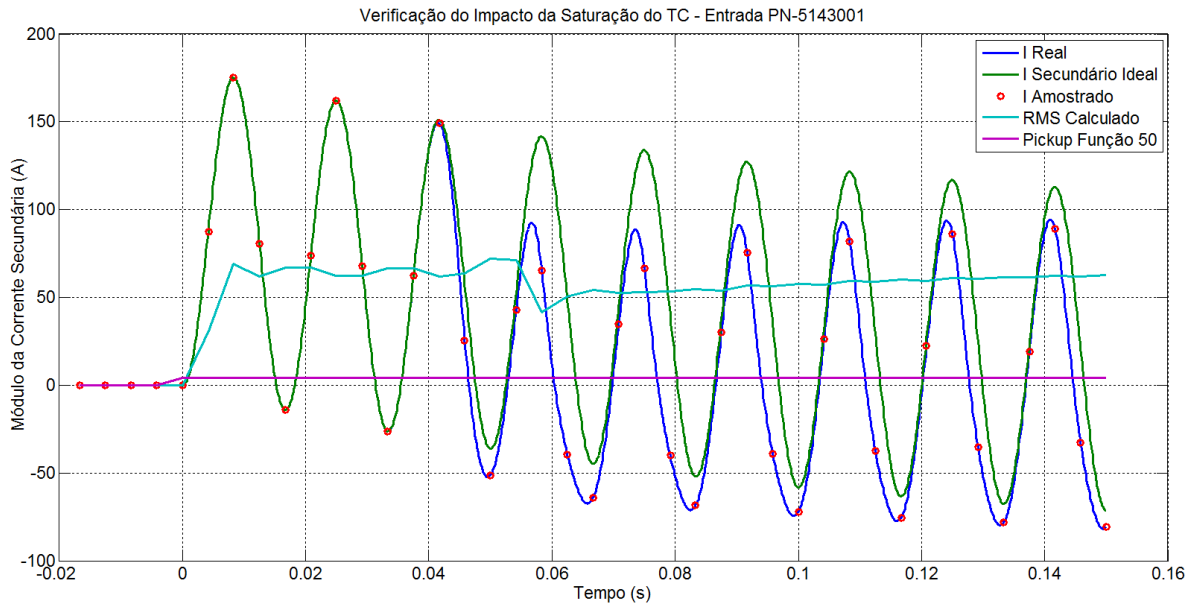


Figura 5.13 – Análise de Saturação: Entrada do PN-5143001.

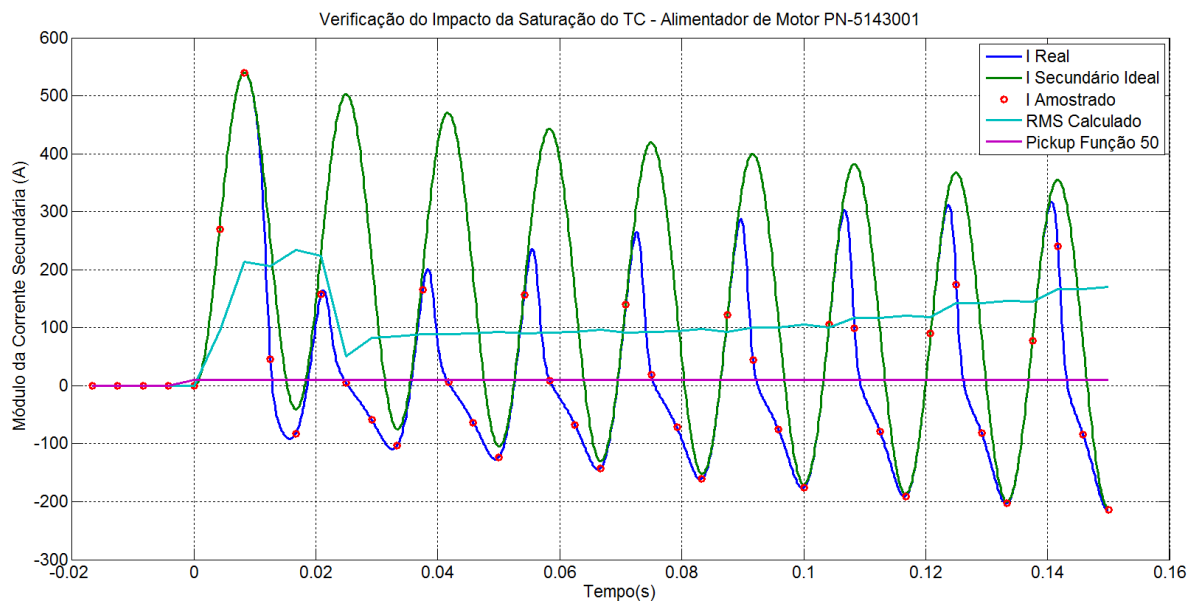


Figura 5.14 – Análise de Saturação: Alimentador de Motor do PN-5143001.

É possível observar uma saturação CC severa causada pelos valores elevados da relação X/R . Apesar da grande distorção das formas de onda, não foram identificados problemas para atuação da proteção, pois o valor RMS da forma de onda do secundário do TC está sempre acima do disparo da função de sobrecorrente.

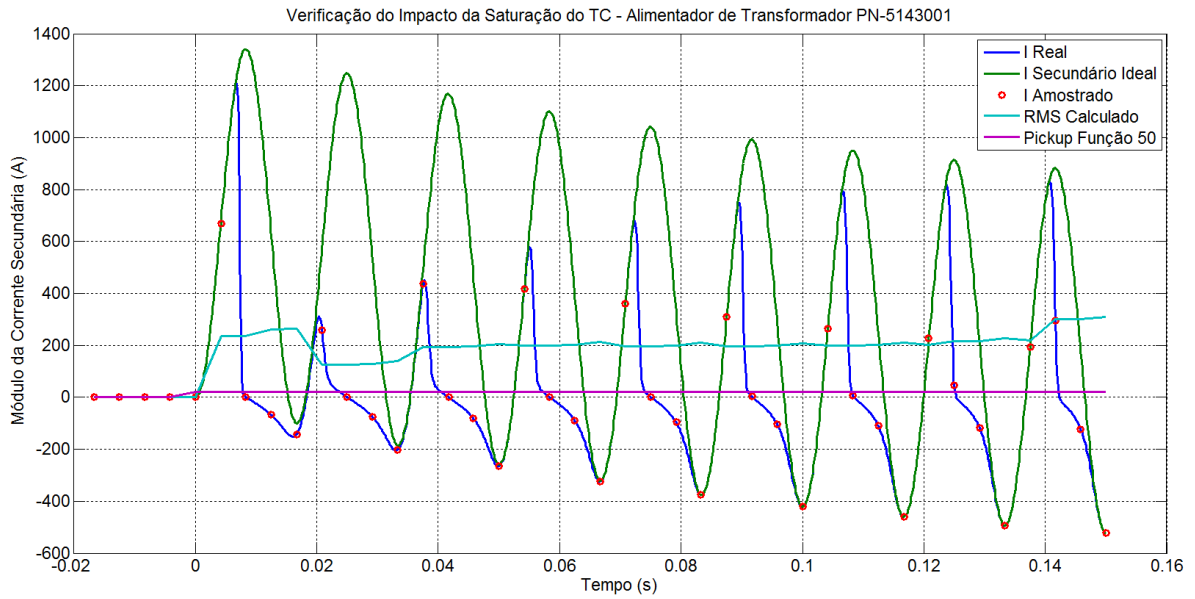


Figura 5.15 – Análise de Saturação: Alimentador de Transformador do PN-5143001.

As Figuras 5.16 e 5.17 apresentam a análise de saturação dos TCs do subsistema de 4,16 kV. Foi observado saturação apenas para os TCs dos cubículos alimentadores de CMCP. A saturação dos TCs deste subsistema é menos severa que a observada para os TCs do subsistema de 13,8 kV, conforme esperado, uma vez que as correntes de curto-circuito e as respectivas relações X/R são consideravelmente menores. Também não foram encontrados problemas na atuação das funções de sobrecorrente.

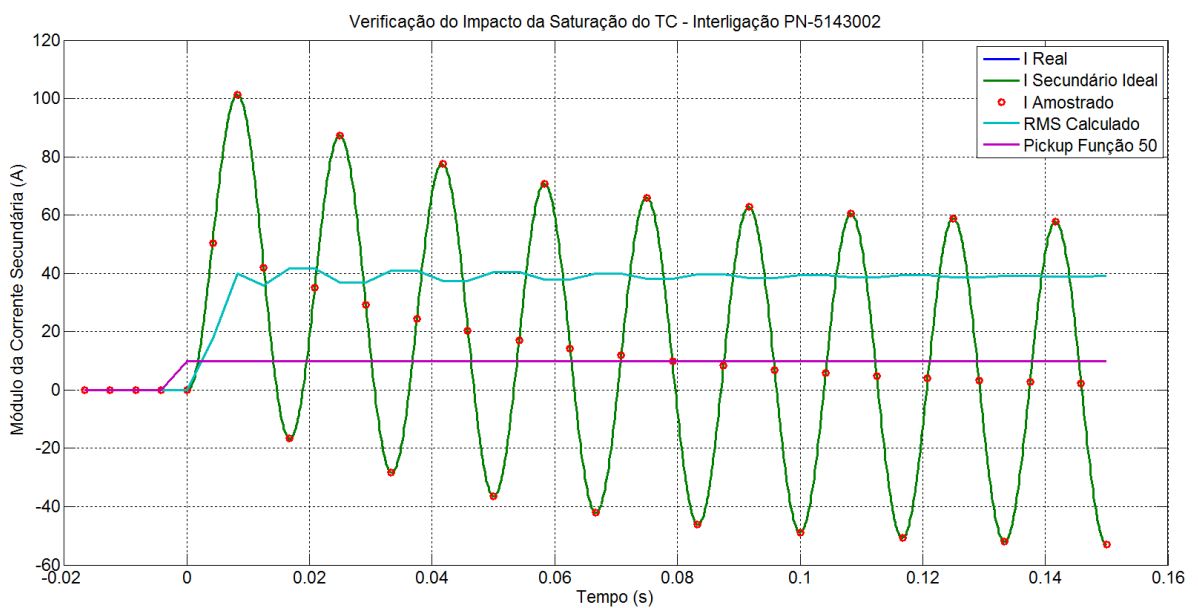


Figura 5.16 – Análise de Saturação: Interligação do PN-5143002.

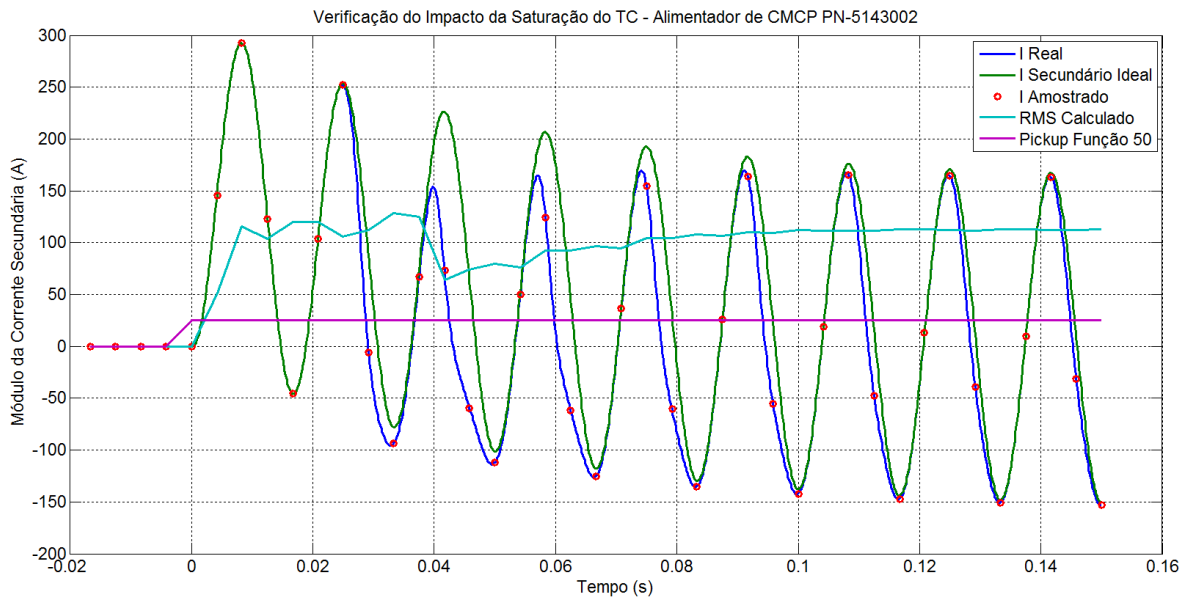


Figura 5.17 – Análise de Saturação: Alimentador de CMCP do PN-5143002.

Por fim, as Figuras 5.18, 5.19, 5.20 e 5.21 apresentam a análise de saturação dos TCs do subsistema de 480 V. Para este subsistema foi verificado saturações CC de severidades variadas em todos os modelos de TC investigados. A condição mais severa de saturação foi encontrada nos TCs do cubículo alimentador de cargas estáticas de menor potência, sendo o único caso em que foi observada uma leve saturação CA. Todavia, assim como nos demais subsistemas, as saturações observadas não acarretaram em problemas na atuação das funções de sobrecorrente instantânea.

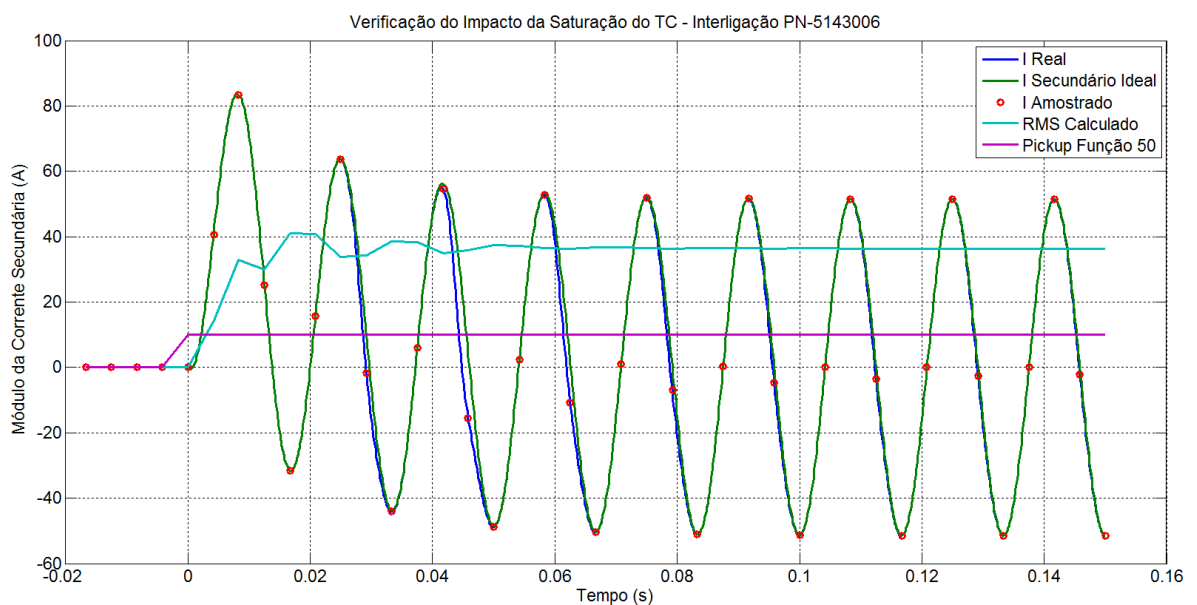


Figura 5.18 – Análise de Saturação: Interligação do PN-5143006.

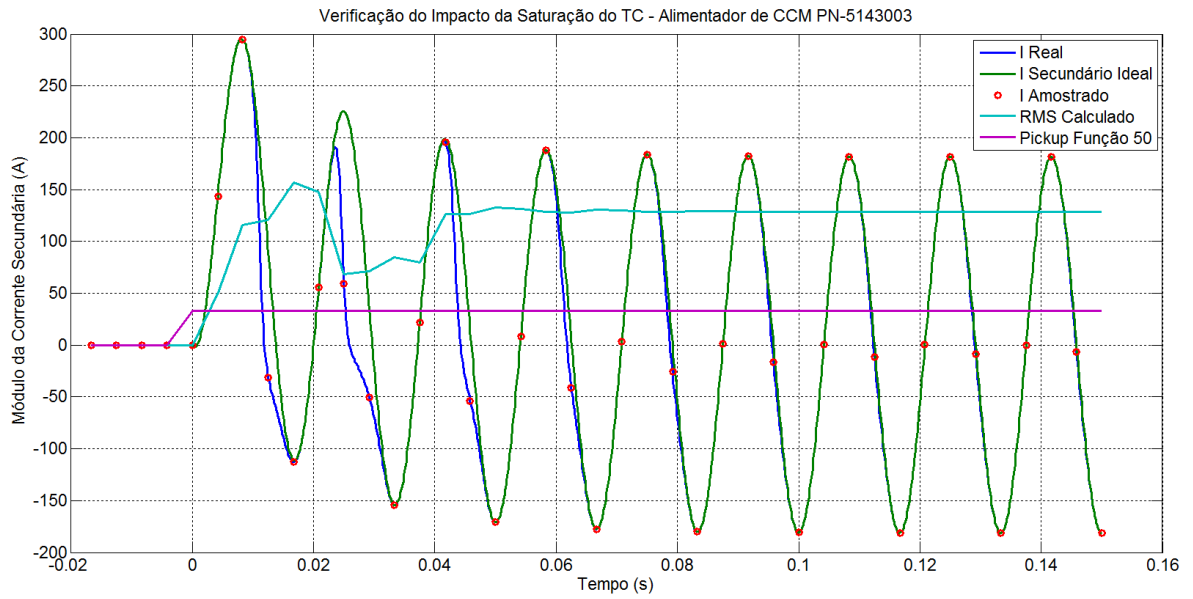


Figura 5.19 – Análise de Saturação: Alimentador de CCM do PN-5143003.

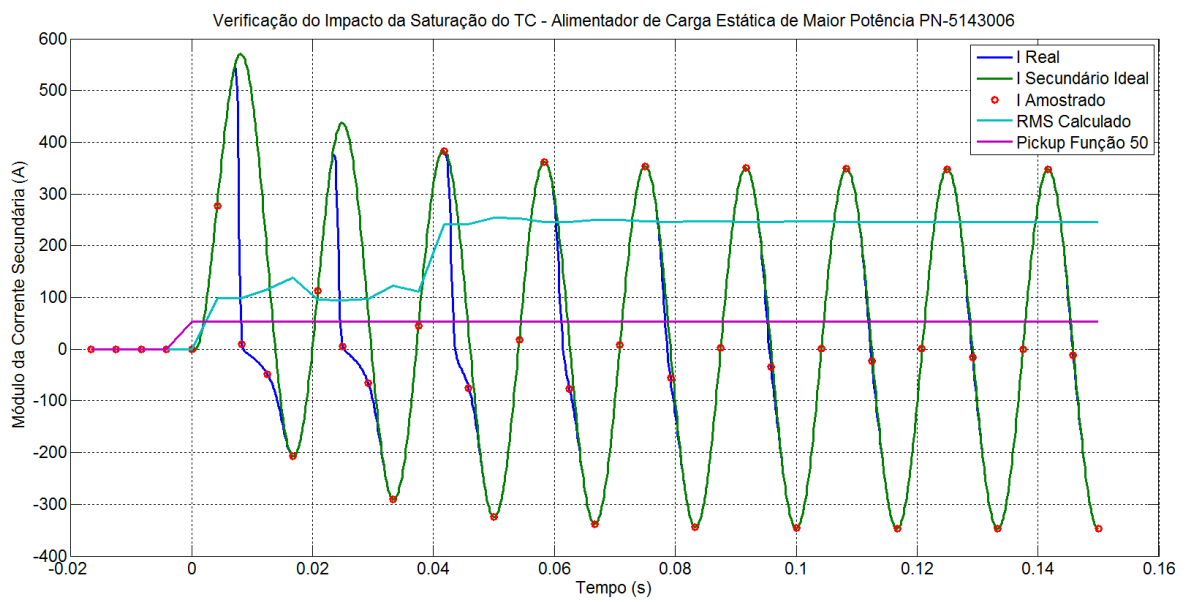


Figura 5.20 – Análise de Saturação: Alimentador de Carga Estática de Maior Potência do PN-5143006.

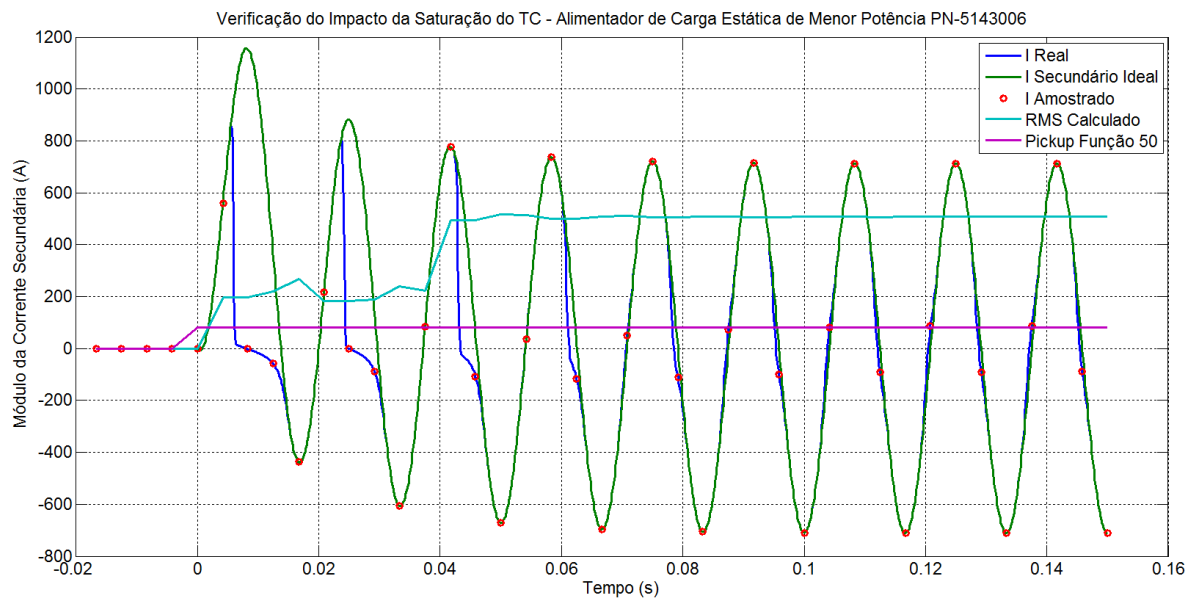


Figura 5.21 – Análise de Saturação: Alimentador de Carga Estática de Menor Potência do PN-5143006.

5.7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foi apresentado o programa computacional PTW e os modelos utilizados para o desenvolvimento do estudo de caso. Em seguida, o sistema elétrico da plataforma foi descrito em todos os níveis de tensão (13,8 kV, 4,16 kV e 0,48 kV).

A partir da modelagem do sistema no PTW foi desenvolvida a análise de superação dos CMCPs, disjuntores e fusíveis. A partir dos resultados obtidos detectou-se a necessidade de instalação de LCC na interligação das barras A e B do PN-5143001 para condições operativas a partir de três geradores e mais que quatro compressores de 11MW. A solução escolhida no projeto é a instalação de um LCC pirotécnico, que deverá estar habilitado para atuação apenas para condições de carga e geração acima destas mesmas condições operativas, evitando atuações desnecessárias do LCC.

Por fim, foi desenvolvida a análise de saturação de todos os modelos de TCs existentes no sistema. Foram observadas condições de saturação severas em grande parte dos TCs, sobretudo aqueles instalados no sistema de 13,8 kV, porém sem impactos significativos no funcionamento do sistema de proteção de sobrecorrente instantânea.

6. ESTUDO DE CASO – ATP

6.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

As análises realizadas no capítulo anterior são conhecidas como análises em regime permanente, que consistem em “retratos” do sistema em determinados instantes de tempo de interesse. Este tipo de solução traz simplificações, requer um menor esforço computacional e fornece resultados conservadores, porém não representa a dinâmica completa do sistema. Para análise desta dinâmica são feitos os estudos de transitórios eletromagnéticos, resolvendo as equações que regem o sistema no domínio do tempo.

O LCC pirotécnico extingue a corrente de falta rapidamente, e sabe-se que variações rápidas de corrente resultam em grandes variações na tensão devido à característica indutiva dos sistemas elétricos. Este capítulo tem como objetivos investigar o comportamento do sistema e do LCC para condições distintas de falta e a dinâmica do sistema durante e após a atuação do LCC.

6.2. MODELAGEM DO SISTEMA NO ATP

6.2.1. GERADORES

Para modelagem dos geradores foi utilizado o modelo de máquinas síncronas no domínio do tempo (SM Type 58). A Tabela 6.1 apresenta os parâmetros utilizados no modelo.

Tabela 6.1 – Parâmetros dos Geradores.

Potência (MVA)	Tensão F-F (kVrms)	Nº Polos	Ra (pu)	Xd (pu)	Xq (pu)	Xl (pu)	Xd' (pu)	Xq' (pu)	Xd'' (pu)
31,25	13,8	4	0,002	1,63	0,81	0,09	0,26	0,54	0,13
Xq'' (pu)	Tdo (s)	Tqo (s)	Tdo'' (s)	Tqo'' (s)	X0 (pu)	RN (pu)	XN (pu)	XCAN (pu)	Volt (V)
0,13	8,756	6	0,1276	0,319	0,07	87,16	0	0,12	

Foi simulada a condição de falta trifásica nos terminais do cabo que conecta um dos geradores à barra do PN-5143001, a fim de se comparar com os resulta-

dos obtidos no PTW. A tensão do gerador foi ajustada em 110% da tensão nominal, consistente com a consideração proposta pela IEC 60909. Para todos os casos foi considerado um ângulo de falta próximo de 0° , de forma a obter a corrente com máxima assimetria. A Figura 6.1 apresenta a forma de onda das correntes obtidas com o objetivo de ilustrar o comportamento da contribuição de geradores durante uma falta e a Tabela 6.2 apresenta a comparação dos resultados obtidos em ambos os programas.

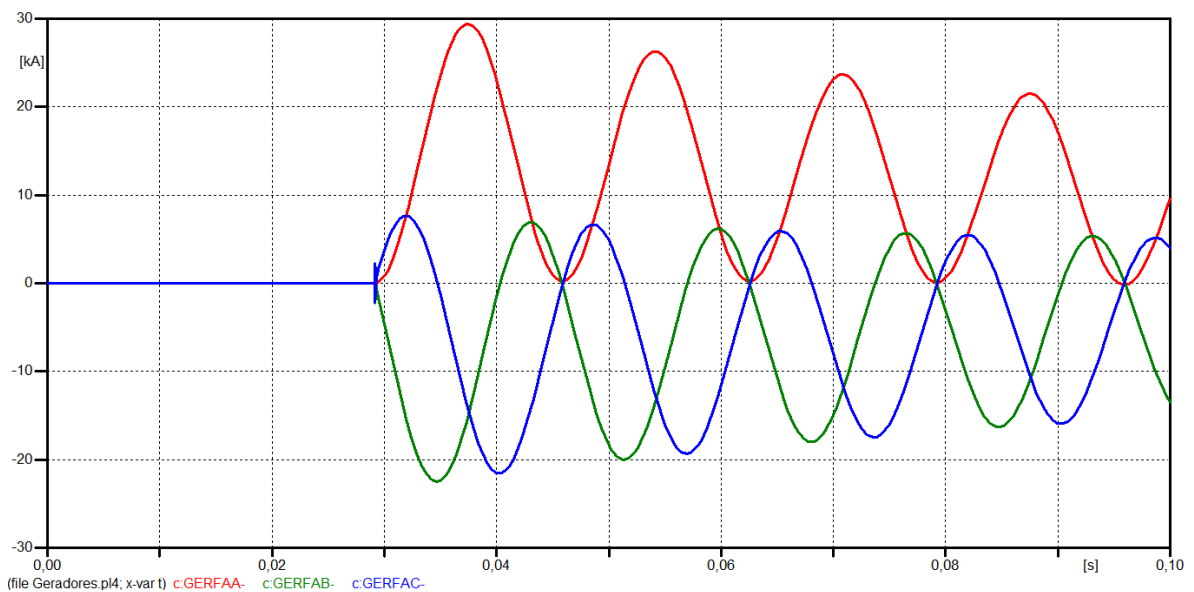


Figura 6.1 – Correntes de Falta dos Geradores. Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul.

Tabela 6.2 – Comparação dos Resultados para o Modelo do Gerador

Programa	I_K'' (kA)	I_P (kA)	I_{bSIM} (kA)	I_{bASSIM} (kA)
PTW	10,79	29,74	8,83	15,07
ATP	10,34	29,39	8,31	14,57

6.2.2. TRANSFORMADORES

Para a modelagem de todos os transformadores foi utilizado o modelo de transformador saturável trifásico (componente SATTRAFO). Os parâmetros dos transformadores devem ser inseridos em unidades do sistema internacional (SI), calculados através dos dados de placa dos equipamentos. Para os transformadores de dois enrolamentos (13,8 / 4,16 kV) é considerada toda a impedância referida ao secundário, calculada pelas equações (6.1), (6.2) e (6.3):

$$|Z(\Omega)| = \frac{|Z(\%)|}{100} \cdot \frac{V_{base}^2}{S_{base}} \Rightarrow |Z(\Omega)| = \frac{10}{100} \cdot \frac{4,16^2}{13,5} \Rightarrow |Z(\Omega)| = 0,1282\Omega \quad (6.1)$$

$$|Z|^2 = R^2 + X^2 \Rightarrow |Z| = R \sqrt{1 + \left(\frac{X}{R}\right)^2} \Rightarrow R = \frac{0,1282}{\sqrt{1 + 19^2}} \Omega \Rightarrow R = 6,7m\Omega \quad (6.2)$$

$$\frac{X}{R} = 19 \Rightarrow \omega L = 127,3m\Omega \Rightarrow L = 0,3377mH \quad (6.3)$$

A Tabela 6.3 apresenta a comparação entre os resultados do ATP e do PTW para uma falta trifásica nos terminais dos cabos do secundário dos transformadores de dois enrolamentos.

Tabela 6.3 – Comparação dos Resultados para o Modelo dos Transformadores de Dois Enrolamentos.

Programa	$I_{K''}$ (kA)	I_P (kA)	I_{bSIM} (kA)	I_{bASSIM} (kA)
PTW	18,14	47,66	18,14	22,51
ATP	17,71	47,11	17,71	21,15

O mesmo procedimento foi utilizado para modelagem dos transformadores de três enrolamentos. O cálculo dos parâmetros dos transformadores de três enrolamentos, a partir dos dados de placa, é desenvolvido por meio das equações (6.4), (6.5) e (6.6).

$$Z_{Prim} = \frac{1}{2}(Z_{PS} + Z_{PT} - Z_{ST}) \quad (6.4)$$

$$Z_{Sec} = \frac{1}{2}(Z_{PS} + Z_{ST} - Z_{PT}) \quad (6.5)$$

$$Z_{Ter} = \frac{1}{2}(Z_{PT} + Z_{ST} - Z_{PS}) \quad (6.6)$$

Para os transformadores do sistema, as impedâncias Z_{PS} e Z_{PT} são fornecidas na base de tensão dos enrolamentos primários, em 13,8 kV. Já a impedância Z_{ST} é fornecida na base de tensão dos enrolamentos secundários. Assim, as impedâncias devem ser corrigidas para a mesma base conforme (6.7).

$$Z_{STnovo} = Z_{STantigo} \cdot \frac{V_{baseAntiga}^2}{V_{baseNova}^2} \Rightarrow Z_{STnovo} = Z_{STantigo} \cdot 0,00121 \quad (6.7)$$

Aplicando as equações (6.4), (6.5) e (6.6) com o valor corrigido em (6.7) obtém-se as impedâncias para os transformadores TF-5143002 através de (6.8), (6.9) e (6.10):

$$Z_{Prim}(\%) = 0,9375 + j9,9438 \quad (6.8)$$

$$Z_{Sec}(\%) = 0,0017 + j0,0120 \quad (6.9)$$

$$Z_{Ter}(\%) = 0,0017 + j0,0120 \quad (6.10)$$

Convertendo os valores calculados para o SI, utilizando as bases devidas de cada enrolamento, obtém-se (6.11), (6.12) e (6.13):

$$Z_{Prim}(\Omega) = (1,0202 + j10,8208)\Omega \quad (6.11)$$

$$Z_{Sec}(\Omega) = (2,21 \times 10^{-6} + j1,56 \times 10^{-5})\Omega \quad (6.12)$$

$$Z_{Ter}(\Omega) = (2,21 \times 10^{-6} + j1,56 \times 10^{-5})\Omega \quad (6.13)$$

Por fim, deve-se considerar o grupo de ligação dos transformadores. As impedâncias calculadas nas equações (6.11), (6.12) e (6.13) consideram a ligação do transformador em estrela. Como o enrolamento primário está conectado em delta, deve ser feita a correção da impedância de estrela para delta que, para impedâncias iguais nas três fases, é dada por (6.14):

$$Z_{\Delta} = 3 \cdot Z_Y \Rightarrow Z_{Prim}(\Omega) = (3,0606 + j32,4624)\Omega \quad (6.14)$$

A Tabela 6.4 apresenta os parâmetros dos modelos dos seis transformadores no ATP.

Tabela 6.4 – Parâmetros dos Transformadores.

Equipamento	R_P (Ω)	L_P (mH)	R_S (Ω)	L_S (mH)	R_T (Ω)	L_T (mH)
TF-5143001A/B	10^{-8}	0	0,0067	$0,3377^b$	-	-
TF-5143002A/B	3,0606	86,1092	$2,21 \times 10^{-6}$	$4,138 \times 10^{-5}$	$2,21 \times 10^{-6}$	$4,138 \times 10^{-5}$
TF-5143501A/B	2,2744	67,0021	$1,6 \times 10^{-6}$	$3,183 \times 10^{-5}$	$1,6 \times 10^{-6}$	$3,183 \times 10^{-5}$

A Tabela 6.5 apresenta um comparativo entre os valores obtidos no PTW e no ATP, para uma falta trifásica nos terminais dos cabos do secundário dos transformadores de três enrolamentos TF-5143002A e TF-5143501A.

Tabela 6.5 – Comparação dos Resultados para o Modelo dos Transformadores de Três Enrolamentos.

Equipamento	Programa	I_K'' (kA)	I_P (kA)
TF-5143002A/B	PTW	21,17	50,17
	ATP	21,33	51,10
TF-5143501A/B	PTW	29,37	73,79
	ATP	28,34	72,31

6.2.3. MOTORES

Para a modelagem de todos os motores de indução foi utilizado o modelo universal de máquinas de indução com dados dos fabricantes (UMIND). Este modelo utiliza os dados de placa do motor para calcular os parâmetros do circuito elétrico equivalente. Para isto é utilizado o recurso “Fit & View” do modelo, onde o desempenho do motor baseado nos parâmetros calculados automaticamente é comparado aos dados de placa. Variando os pesos atribuídos a cada dado é possível recalculer os parâmetros até que o desempenho esteja adequado. A Figura 6.2 ilustra a caixa de diálogo “Fit & View” do modelo utilizado.

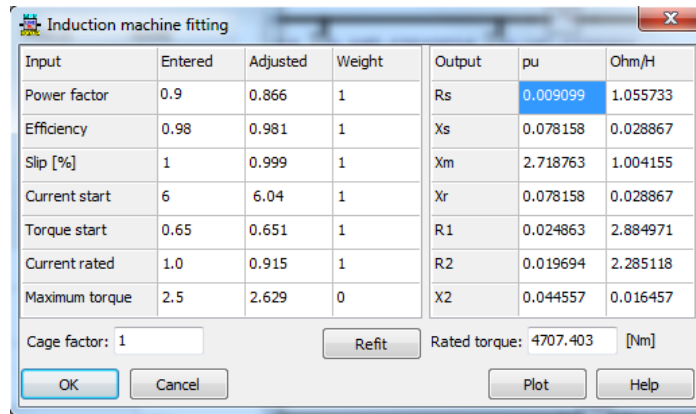


Figura 6.2 – Caixa de Diálogo do “Fit & View” do modelo do Motor de Indução.

Devido a restrições de alocação de memória do ATP, apenas os motores de indução do subsistema de 13,8 kV foram modelados individualmente. Para os demais subsistemas, foi modelado um motor equivalente por barra dos CMCPs. As Tabelas 6.6 e 6.7 apresentam os parâmetros dos modelos dos motores de indução do subsistema de 13,8 kV e dos equivalentes dos subsistemas de 4,16 kV e 480 V.

Tabela 6.6 – Parâmetros dos Motores de Indução de 13,8kV.

Equipamento	P (hp)	n (rpm)	FP	η (pu)	s (%)	Ip/In	T _{Part} (pu)	T _{Max} (pu)	Cage Factor
M-UT-1251001A	1522,8	1800	0,89	0,965	1	6	0,65	2,5	0
M-UC-1231001A/B	14955,8	1800	0,89	0,965	0,83	4	0,80	1,6	1
M-UC-1231002A/B	14955,8	1800	0,89	0,965	0,83	4	0,80	1,6	1
M-UC-1252001A/B	14955,8	1800	0,89	0,965	0,83	4	0,80	1,6	1
M-B-1251002A	7749,8	1800	0,85	0,965	0,83	4	0,60	1,6	0
M-UC-1225001	4622,8	1800	0,89	0,975	0,83	6	0,70	2,5	0
M-B-5133002	1672,3	1800	0,85	0,965	1	6	0,70	2,5	0

Tabela 6.7 – Parâmetros dos Motores Equivalentes dos Subsistemas de 4,16kV e 480V.

Equipamento	P (hp)	n (rpm)	FP	η (pu)	s (%)	I_p/I_n	T_{Part} (pu)	T_{Max} (pu)	Cage Factor
EQ-PN-5143002A	6091,1	1800	0,90	0,979	0,8	6	1	2,5	0
EQ-PN-5143002B	4378	1800	0,90	0,979	0,8	6	1	2,5	0
EQ-PN-5143003A	102	1800	0,90	0,965	0,8	6	1	2,5	0
EQ-PN-5143003B	1303,4	1800	0,80	0,989	0,8	6	1	2,5	0
EQ-PN-5143004	155,4	1800	0,90	0,915	0,8	6	1	2,5	0
EQ-PN-5143005	83,8	1800	0,90	0,915	0,8	4	1	2,5	0
EQ-PN-5143006A	444,6	1800	0,80	0,970	0,8	4	1	2,5	0
EQ-PN-5143006B	525,5	1800	0,80	0,980	0,8	4	1	2,5	0
EQ-PN-5143007	238,3	1800	0,90	0,925	0,8	3	1	2,5	0
EQ-PN-5143008	24,7	1800	0,90	0,925	0,8	3	1	2,5	0
EQ-PN-5148501	651,3	1800	0,90	0,966	0,8	6	1	2,5	0
EQ-PN-5143501	1584,8	1800	0,90	0,960	0,8	6	1	2,5	0
EQ-PN-5143504	650,8	1800	0,90	0,930	0,8	5	0,6	2,5	0

As Tabelas 6.8 e 6.9 mostram o comparativo dos resultados obtidos para os modelos dos motores de indução no ATP e no PTW para faltas aplicadas no barramento onde os motores estão conectados, considerando os cabos de alimentação. O ângulo de falta utilizado foi determinado de forma que a máxima assimetria da corrente de curto-circuito fosse obtida. Por fim, a Figura 6.3 apresenta as formas de onda das correntes nas três fases para uma falta trifásica nos terminais de um dos motores de 11MW do subsistema de 13,8kV, a fim de ilustrar o comportamento da contribuição de um motor de indução.

Tabela 6.8 – Comparação dos Resultados para o Modelos dos Motores do Subsistema de 13,8kV.

Equipamento	Programa	I_K'' (kA)	I_P (kA)
M-UC-1231001A/B	PTW	1,85	5,08
M-UC-1231002A/B	ATP	1,78	5,03
M-UC-1252001A/B			
M-UT-1251001A	PTW	0,33	0,95
	ATP	0,31	0,88
M-B-1251002A	PTW	1,20	3,33
	ATP	1,15	3,25
M-UC-1225001	PTW	1,04	2,90
	ATP	1,00	2,79
M-B-5133002	PTW	0,39	1,10
	ATP	0,40	1,02

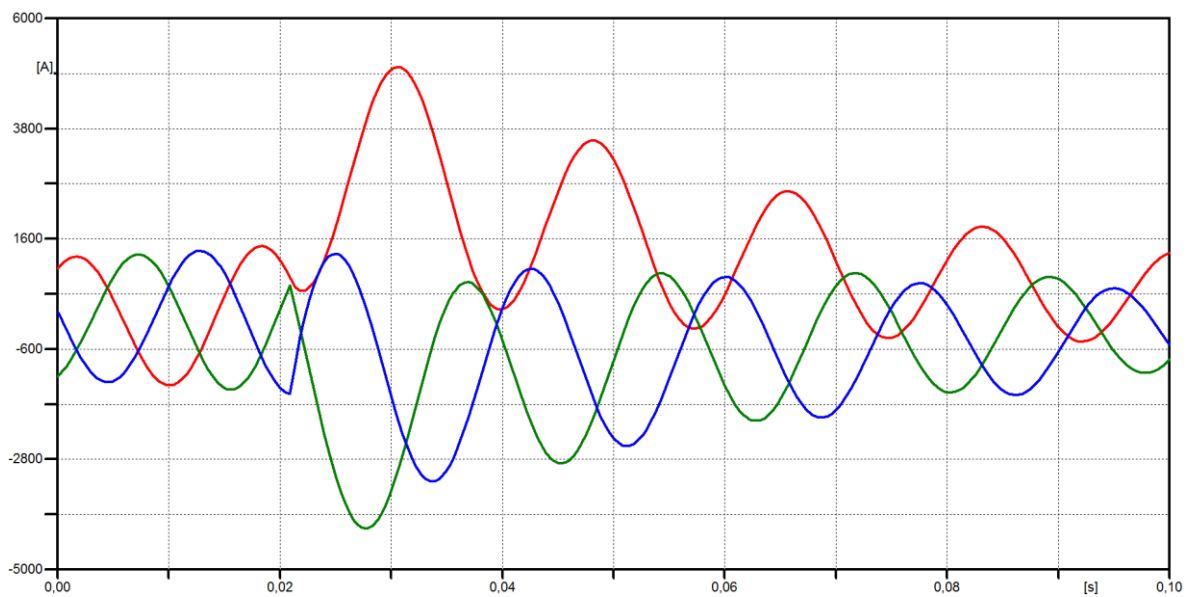


Figura 6.3 – Correntes de Falta do Motor de Indução M-UC-1231001A. Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul.

Tabela 6.9 – Comparação dos Resultados para o Modelos dos Motores Equivalentes dos Subistemas de 4,16kV e 480V.

Equipamento	Programa	I_k'' (kA)	I_p (kA)
EQ-PN-5143002A	PTW	5,01	13,05
	ATP	5,14	13,17
EQ-PN-5143002B	PTW	3,25	9,28
	ATP	3,21	9,26
EQ-PN-5143003A	PTW	0,79	1,81
	ATP	0,82	1,88
EQ-PN-5143003B	PTW	6,71	14,19
	ATP	6,91	13,77
EQ-PN-5143004	PTW	1,04	1,91
	ATP	1,17	2,00
EQ-PN-5143005	PTW	0,45	0,83
	ATP	0,47	0,84
EQ-PN-5143006A	PTW	2,97	6,00
	ATP	2,92	6,02
EQ-PN-5143006B	PTW	3,78	8,08
	ATP	3,89	7,96
EQ-PN-5143007	PTW	1,06	1,95
	ATP	1,00	1,97
EQ-PN-5143008	PTW	0,12	0,23
	ATP	0,11	0,21
EQ-PN-5148501	PTW	6,04	13,15
	ATP	6,00	13,80
EQ-PN-5143501	PTW	12,66	27,84
	ATP	12,48	28,60
EQ-PN-5143504	PTW	4,31	8,20
	ATP	4,39	8,41

6.2.4. CABOS E REATORES

Para a modelagem dos cabos foi utilizado o modelo de Clarke para linhas de transmissão trifásicas transpostas com parâmetros distribuídos (componente LI-

NEZT_3). O manual do fabricante [54] traz as dimensões físicas dos cabos de média tensão por nível de isolamento e bitola. Para a estimativa dos valores de capacitância dos cabos foi utilizada uma planilha de cálculo disponibilizada pela NEPSE (*Northeast Power Systems Inc.*) em [59]. A Tabela 6.10 apresenta os parâmetros dos modelos dos cabos do subsistema de 13,8 kV.

Os cabos para os motores equivalentes foram escolhidos com base na menor impedância, de forma a serem obtidos valores de corrente de curto-circuito mais conservadores. A Tabela 6.11 apresenta os dados dos cabos equivalentes para os subsistemas de 4,16kV e 480V.

A velocidade de propagação de uma onda eletromagnética em um cabo é calculada pela equação (6.15) e, utilizando os parâmetros dos cabos do sistema, são obtidos tempos de propagação entre 2 μ s e 8 μ s.

$$v = \frac{1}{\sqrt{L \cdot C}} \quad (6.15)$$

O passo de integração da simulação no ATP deve ser sempre inferior ao menor tempo de propagação do sistema. Porém, os modelos utilizados para simulação dos motores de indução requerem um grande espaço na tabela de alocação de memória dos dispositivos TACS no ATP. Devido à quantidade de motores no sistema, a restrição de memória aumenta e apenas é possível simular o sistema completo com um passo de integração de, no mínimo, 10 μ s. Este passo de integração gera resultados com precisão adequada para análise de sinais com frequências de até 10 kHz, porém restringe o uso de modelos com parâmetros distribuídos para os cabos.

Tabela 6.10 – Parâmetros dos Cabos do Subsistema de 13,8kV.

De	Para	L (m)	R (Ω/m)	L' (mH/m)	C' ($\mu F/m$)
GE-TG-5147001A/B/C/D	PN-5143001	95	$2,66 \times 10^{-5}$	$1,049 \times 10^{-4}$	$4,8 \times 10^{-3}$
M-B-1251002A/B	PN-5143001	160	$1,26 \times 10^{-4}$	$1,632 \times 10^{-4}$	$2,2 \times 10^{-3}$
M-B-5133002	PN-5143001	195	$1,99 \times 10^{-4}$	$3,158 \times 10^{-4}$	$1,2 \times 10^{-3}$
M-B-UT-1251001-01A/B	PN-5143001	160	$1,99 \times 10^{-4}$	$3,158 \times 10^{-4}$	$1,2 \times 10^{-3}$
M-C-UC-1231001A/B/C	PN-5143001	268	$8,37 \times 10^{-5}$	$1,088 \times 10^{-4}$	$3,3 \times 10^{-3}$
M-C-UC-1231002A/B/C	PN-5143001	298	$8,37 \times 10^{-5}$	$1,088 \times 10^{-4}$	$3,3 \times 10^{-3}$
M-C-UC-1252001A/B	PN-5143001	195	$6,63 \times 10^{-5}$	$1,043 \times 10^{-4}$	$3,6 \times 10^{-3}$
M-UC-1225001	PN-5143001	261	$1,99 \times 10^{-4}$	$3,158 \times 10^{-4}$	$1,2 \times 10^{-3}$
TF-5143001A/B	PN-5143001	20	$6,63 \times 10^{-5}$	$1,043 \times 10^{-4}$	$3,6 \times 10^{-3}$
TF-5143002A/B	PN-5143001	20	$1,73 \times 10^{-4}$	$1,725 \times 10^{-4}$	$2,4 \times 10^{-3}$
TF-5143501A/B	PN-5143001	110	$1,73 \times 10^{-4}$	$1,725 \times 10^{-4}$	$2,4 \times 10^{-3}$

Tabela 6.11 – Parâmetros dos Cabos dos Motores Equivalentes dos Subsistemas de 4,16kV e 480V.

De	Para	L (m)	R (Ω/m)	L' (mH/m)	C' ($\mu F/m$)
TF-5143001A/B	PN-5143002	25	$2,51 \times 10^{-5}$	$2,926 \times 10^{-5}$	$8,0 \times 10^{-3}$
EQ-PN-5143002A/B	PN-5143002	70	$1,26 \times 10^{-4}$	$1,632 \times 10^{-4}$	$2,2 \times 10^{-3}$
TF-5143002A	PN-5143003	80	$1,03 \times 10^{-5}$	$3,218 \times 10^{-5}$	$3,2 \times 10^{-2}$
TF-5143002B	PN-5143003	50	$1,03 \times 10^{-5}$	$3,218 \times 10^{-5}$	$3,2 \times 10^{-2}$
EQ-PN-5143003A/B	PN-5143003	200	$1,26 \times 10^{-4}$	$1,115 \times 10^{-4}$	$7,8 \times 10^{-3}$
PN-5143004	PN-5143003	20	$5,49 \times 10^{-5}$	$7,52 \times 10^{-5}$	$7,6 \times 10^{-3}$
PN-5143005	PN-5143003	20	$5,49 \times 10^{-5}$	$7,52 \times 10^{-5}$	$7,6 \times 10^{-3}$
TF-5143002A/B	PN-5143006	50	$1,03 \times 10^{-5}$	$3,218 \times 10^{-5}$	$3,2 \times 10^{-2}$
EQ-PN-5143006A/B	PN-5143006	200	$1,26 \times 10^{-4}$	$1,115 \times 10^{-4}$	$7,8 \times 10^{-3}$
PN-5143007	PN-5143006	10	$6,55 \times 10^{-5}$	$1,327 \times 10^{-4}$	$7,4 \times 10^{-3}$
PN-5143008	PN-5143006	20	$4,13 \times 10^{-5}$	$1,287 \times 10^{-4}$	$8,0 \times 10^{-3}$

Todavia, uma vez que os tempos de propagação nos cabos do sistema são pequenos, a substituição do modelo de parâmetros distribuídos por um modelo de parâmetros concentrados se torna uma alternativa. Foram simuladas condições de faltas para os geradores, motores e transformadores utilizando ambos os modelos de cabo e as Figuras 6.4 e 6.5 apresentam algumas das formas de onda obtidas.

Foram observadas oscilações de alta frequência no primeiro quarto de ciclo das formas de onda, porém sem grandes impactos nos valores de pico e RMS das correntes. Desta forma, foram utilizados os modelos de parâmetros concentrados para os cabos, permitindo uma modelagem mais completa do sistema.

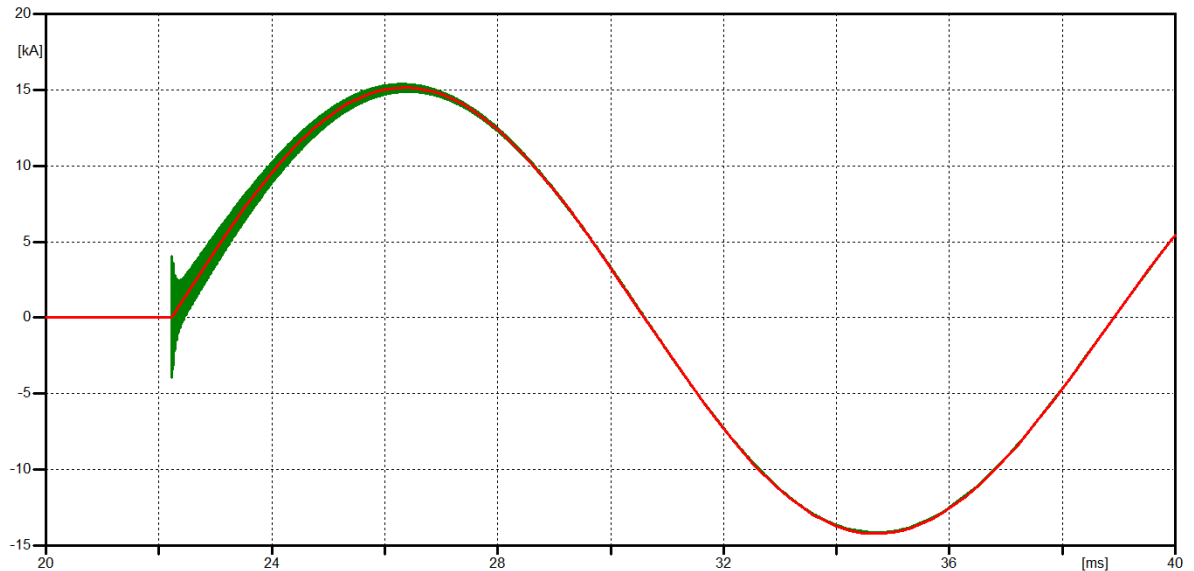


Figura 6.4 – Corrente da Fase A para Falta nos Terminais dos Cabos de um dos Geradores. (Em Verde, Parâmetros Distribuídos; Em Vermelho, Parâmetros Concentrados).

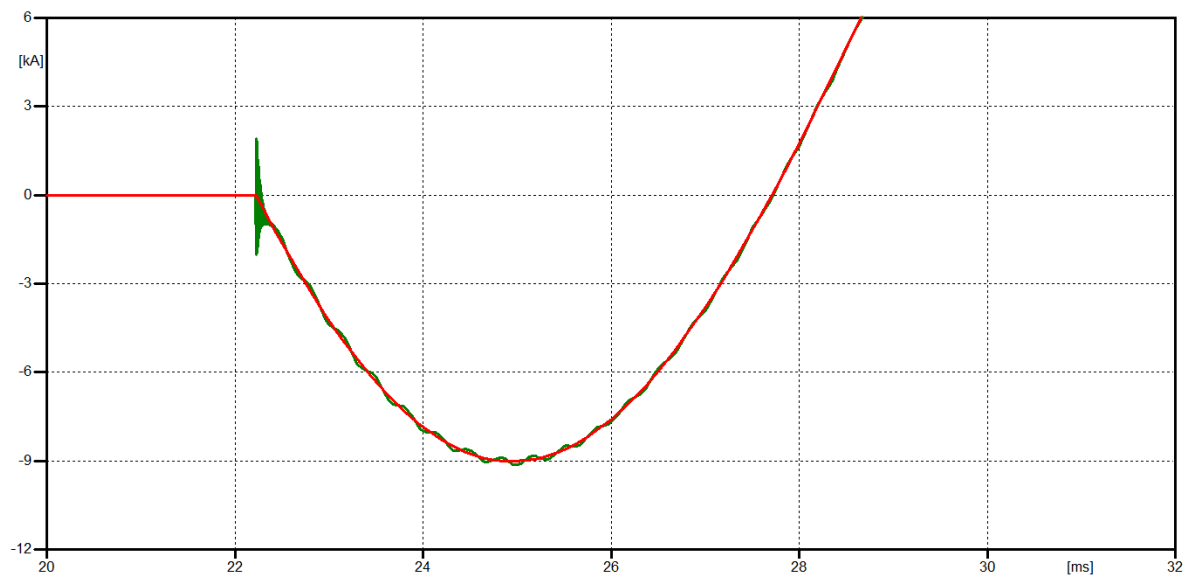


Figura 6.5 – Corrente da Fase A para Falta nos Terminais do Transformador TF-5143001A. (Em Verde, Parâmetros Distribuídos; Em Vermelho, Parâmetros Concentrados.)

Para modelagem de todos os reatores foi utilizando um ramo RLC simples (componente RLC3). A Tabela 6.12 apresenta os parâmetros utilizados.

Tabela 6.12 – Parâmetros dos Reatores.

R (Ω)	L (mH)	C (μ F)
$4,0 \times 10^{-4}$	$2,12 \times 10^{-2}$	0

6.2.5. LCC PIROTÉCNICO

Primeiramente deve-se modelar o fusível do LCC conforme catálogo do fabricante. Foi especificado um fusível limitador de 160 A do fabricante SIBA [34] cujos dados e parâmetros utilizados no modelo estão representados na Tabela 6.13.

Tabela 6.13 – Parâmetros do Fusível.

I^2t (A ² s)	V_{trans} (kV)	R_1 (k Ω)	C_1 (μ F)	R_2 (Ω)	C_2 (μ F)	C_3 (μ F)
62000	16	10	10	0,01	200	1

A fim de validar o modelo do fusível, foram simuladas correntes de falta de valores variados. Os valores de pico limitados pelo fusível obtidos nas simulações foram traçados junto à curva fornecida pelo fabricante. A Figura 6.6 mostra a comparação dos resultados obtidos e a consistência do modelo proposto.

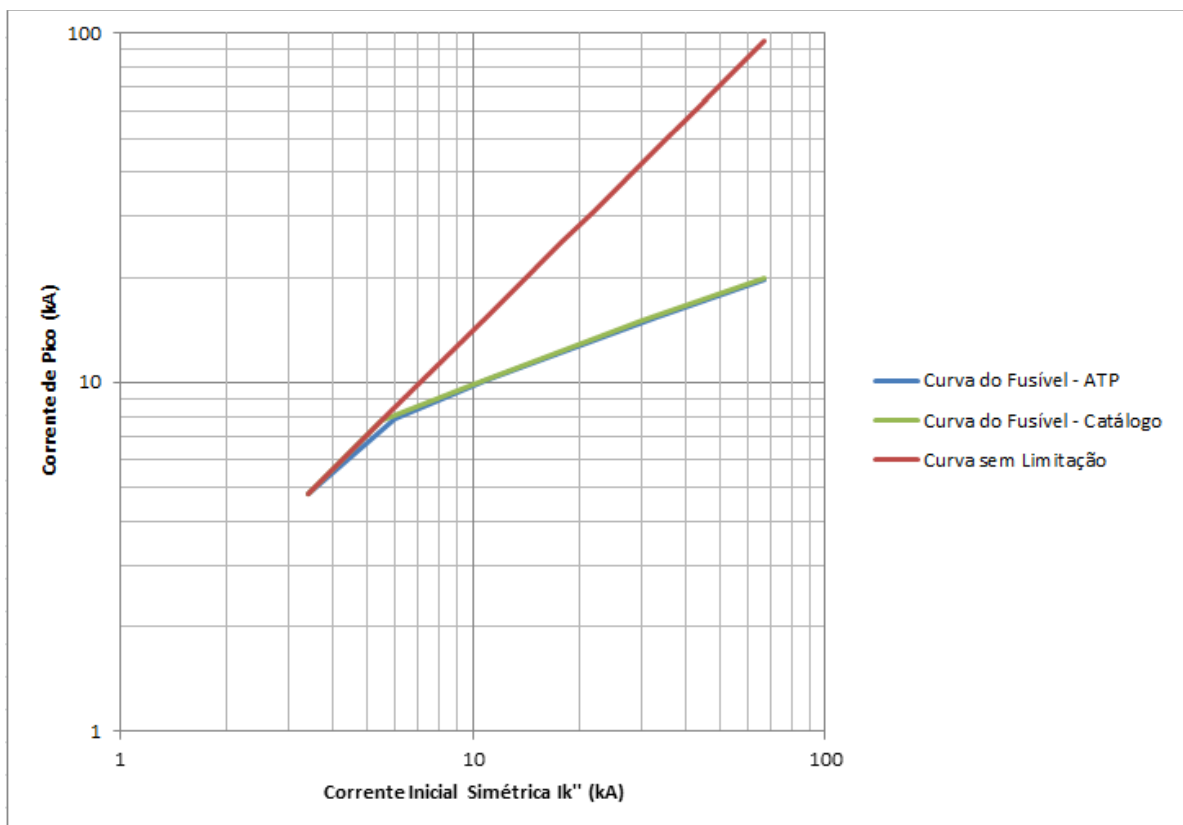


Figura 6.6 – Validação do Modelo do Fusível.

O LCC fornecido possui dois fusíveis limitadores em paralelo em cada inserto, de forma que o modelo foi adaptado para representar esta característica. Para isto a capacitância C_2 foi dobrada para $400\mu\text{F}$, foram utilizadas dois resistores não lineares em paralelo e a formulação do cálculo da grandeza I^2t foi ajustada para considerar apenas metade da corrente, baseado na premissa que a corrente de falta se dividirá igualmente em cada fusível.

Os ajustes do disparo do LCC foram definidos pelo fabricante utilizando a metodologia apresentada no item 4.4 e estão representados na Tabela 6.14.

Tabela 6.14 – Ajustes do Disparo do LCC.

I_1 (kA)	I_2 (kA)	di/dt (kA/ms)	I_T (kA)
12,5	9,5	5,301	9,94

6.3. COMPARAÇÃO DE RESULTADOS – PTW X ATP

O sistema completo foi modelado no ATP e está apresentado no Anexo C. Todos os cenários propostos no Capítulo 5 foram simulados no ATP. As tensões nos geradores foram fixadas em 110% da tensão nominal e foram simuladas faltas trifásicas na condição de máxima assimetria. Para cada cenário foi medida a corrente de pico e a corrente de interrupção assimétrica RMS, em dois ciclos para os CMCPs de média tensão e em meio ciclo para os CMCPs de baixa tensão, com e sem atuação do LCC. A Tabela 6.15 reapresenta as capacidades dos disjuntores e CMCPs que foram superados no Capítulo 5, a fim de facilitar a análise dos resultados obtidos no ATP. As Tabelas 6.16 a 6.23 apresentam as comparações das correntes obtidas em ambos os programas, separadas por CMCP. A coluna “diferença” foi calculada considerando os resultados do ATP como base.

Tabela 6.15 – Especificação dos Disjuntores e CMCP do Subsistema de 13,8kV.

Equipamento	I_n (kA)	$I_K''/I_b^{(1)}$ (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_K (kA) por 1s	X/R de Teste
CMCP PN-5143001	3,15	50	-	130	50	-
Disjuntor VD4	3,15	50	60,33	125	50	17

⁽¹⁾ I_K'' para o CMCP; I_b para os disjuntores de média tensão.

Tabela 6.16 – Comparação de Resultados – PN-5143001

Cenários	PTW		ATP – Sem LCC		Diferença (%)		ATP – Com LCC	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)
Cenário 1	81,0	165,2	77,7	167,8	4,2	-1,6	38,3	80,3
Cenário 2	81,1	164,8	77,8	166,7	4,2	-1,1	37,7	77,2
Cenário 3	66,1	135,1	63,2	140,2	4,6	-3,6	37,9	77,8
Cenário 4	43,3	90,0	40,0	82,0	8,3	9,8	17,5	36,2
Cenário 5	60,9	124,9	56,8	115,0	7,2	8,6	34,4	67,7

Tabela 6.17 – Comparação de Resultados – PN-5143002

Cenários	PTW		ATP		Diferença (%)	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P
Cenário 1	27,9	62,3	24,3	63,4	14,8	-1,7
Cenário 2	31,2	71,5	26,9	75,8	15,9	-5,7
Cenário 3	30,7	70,3	25,1	74,4	22,3	-5,5

Tabela 6.18 – Comparação de Resultados – PN-5143003

Cenários	PTW		ATP		Diferença (%)	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P
Cenário 1	38,4	68,1	37,8	61,3	1,6	11,1
Cenário 2	40,0	71,7	42,9	69,1	-6,8	3,8
Cenário 3	39,9	71,6	41,9	67,5	-4,8	6,1

Tabela 6.19 – Comparação de Resultados – PN-5143004

Cenários	PTW		ATP		Diferença (%)	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P
Cenário 1	19,0	33,3	19,6	31,9	-3,1	4,4
Cenário 2	21,9	38,7	21,6	34,9	1,4	10,9
Cenário 3	21,8	38,7	21,0	34,0	3,8	13,8

Tabela 6.20 – Comparação de Resultados – PN-5143005

Cenários	PTW		ATP		Diferença (%)	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P
Cenário 1	21,0	36,9	20,0	32,6	5,0	13,2
Cenário 2	21,5	37,9	21,0	34,1	2,4	11,1
Cenário 3	21,4	37,9	20,4	33,2	4,9	14,2

Tabela 6.21 – Comparação de Resultados – PN-5143006

Cenários	PTW		ATP		Diferença (%)	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P
Cenário 1	37,4	66,0	37,6	61,1	-0,5	8,0
Cenário 2	40,3	72,2	43,0	69,4	-6,3	4,0
Cenário 3	40,2	72,0	42,0	67,8	-4,3	6,2

Tabela 6.22 – Comparação de Resultados – PN-5143007

Cenários	PTW		ATP		Diferença (%)	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P
Cenário 1	22,2	38,8	21,8	35,8	1,8	8,4
Cenário 2	23,2	40,7	23,0	37,7	0,9	8,0
Cenário 3	23,2	40,7	22,4	36,8	3,6	10,6

Tabela 6.23 – Comparação de Resultados – PN-5143008

Cenários	PTW		ATP		Diferença (%)	
	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim} (kA)	I_P (kA)	I_{bAssim}	I_P
Cenário 1	20,0	34,8	19,3	31,8	3,6	9,4
Cenário 2	21,5	37,7	20,7	33,9	3,9	11,2
Cenário 3	21,4	37,6	20,1	33,0	6,5	13,9

Para os CCMs (PN-5143004, PN-5143005, PN-5143007 e PN-5143008) foram verificadas diferenças percentuais acima de 10% em alguns casos, porém como as correntes são de menor intensidade, as diferenças absolutas (em kA) são inferiores as observadas nos demais CMCPs, na maioria dos casos. Para os CDCs de 4,16 kV (PN-5143002) e 480 V (PN-5143003 e PN-5143006), foram observadas diferenças mais elevadas, justificadas pela necessidade do uso de equivalentes

para os motores de indução no ATP, enquanto no PTW foram consideradas todas as cargas individualmente. Assim, apesar dos valores obtidos nos instantes iniciais do curto-circuito de ambos os programas serem próximos, ao ser considerado o decaimento CC, a diferença observada aumenta, mostrando que o equivalente apresenta um comportamento dinâmico diferente. Este problema é mais pronunciado no PN-5143002, uma vez que o tempo de abertura considerado para análise da corrente de interrupção de disjuntores de média tensão é maior que para os disjuntores de baixa tensão.

Para o CMCP principal (PN-5143001) a diferença verificada é inferior a 5% na maioria dos resultados. Verificou-se, também, que a retirada dos motores de indução de maior porte provoca uma redução mais significativa no pico da corrente no ATP que no PTW, explicado pelo uso de um modelo mais completo pelo ATP.

De toda forma, apesar das diferenças, os resultados obtidos mostraram consistência entre as simulações. Desta forma, a recomendação de que o LCC seja habilitado para o sistema operando com três ou quatro geradores e cinco ou mais compressores apresentada no Capítulo 5 é confirmada. Através destes resultados também foi verificada a especificação adequada dos fusíveis do LCC, uma vez que ambas as correntes de pico e de interrupção assimétrica foram reduzidas satisfatoriamente com a atuação do dispositivo. Foi constatado que o LCC também atuará para a condição de dois geradores (cenário 4), reforçando a necessidade de bloqueio do mesmo para evitar atuações desnecessárias.

Tendo em vista a solução real a ser implementada no projeto é importante ressaltar que cada disjuntor do PN-5143001 possui um relé microprocessado associado que, além de realizar as funções de proteção, supervisiona diversas condições de falha no cubículo de forma a garantir que as manobras dos disjuntores sejam feitas de forma segura. Todos os relés microprocessados trocam informações entre si através de uma rede de comunicação *ethernet* via fibra óptica utilizando o protocolo GOOSE (*Generic Object Oriented Substation Events*) proposto pela norma IEC 61850. Desta forma é possível que um relé seja capaz de conhecer o *status* de todos os disjuntores do sistema.

A partir desta troca de mensagens é possível criar lógicas binárias de controle para habilitar ou desabilitar o LCC. Porém, os relés possuem um limite de linhas de programação que não permite a implementação da lógica completa para

habilitar o LCC a partir da condição determinada nos estudos desenvolvidos no PTW e no ATP. A única alternativa possível de ser implementada com os equipamentos disponíveis no projeto foi uma lógica baseada apenas nos *status* dos geradores, resultando em habilitar o LCC para quaisquer condições operativa com três ou quatro geradores.

6.4. VERIFICAÇÃO DO DESEMPENHO DO LIMITADOR DE CURTO-CIRCUITO

A segunda parte da análise consiste em avaliar o comportamento transitório da corrente e de tensão no sistema e a respectiva resposta do LCC para condições diversas de falta em todos os níveis de tensão para as topologias avaliadas no item anterior. É importante ressaltar que as capacitâncias dos equipamentos do sistema foram desprezadas, devido à dificuldade de obtenção destes parâmetros. Para a condição de curto-circuito máximo, quatro geradores operando com o máximo de cargas motóricas, foram simuladas faltas trifásicas francas em todos os níveis de tensão. As Figuras 6.7 e 6.8 apresentam as formas de onda de corrente no PN-5143001 com o LCC bloqueado e habilitado.

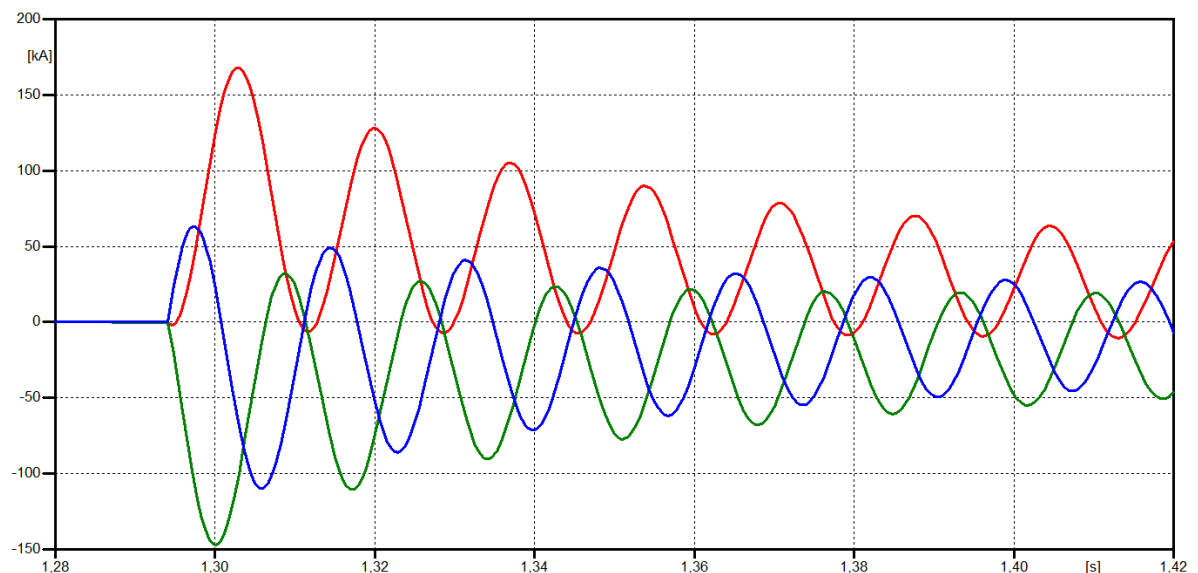


Figura 6.7 – Correntes de Falta no PN-5143001 com LCC Desabilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

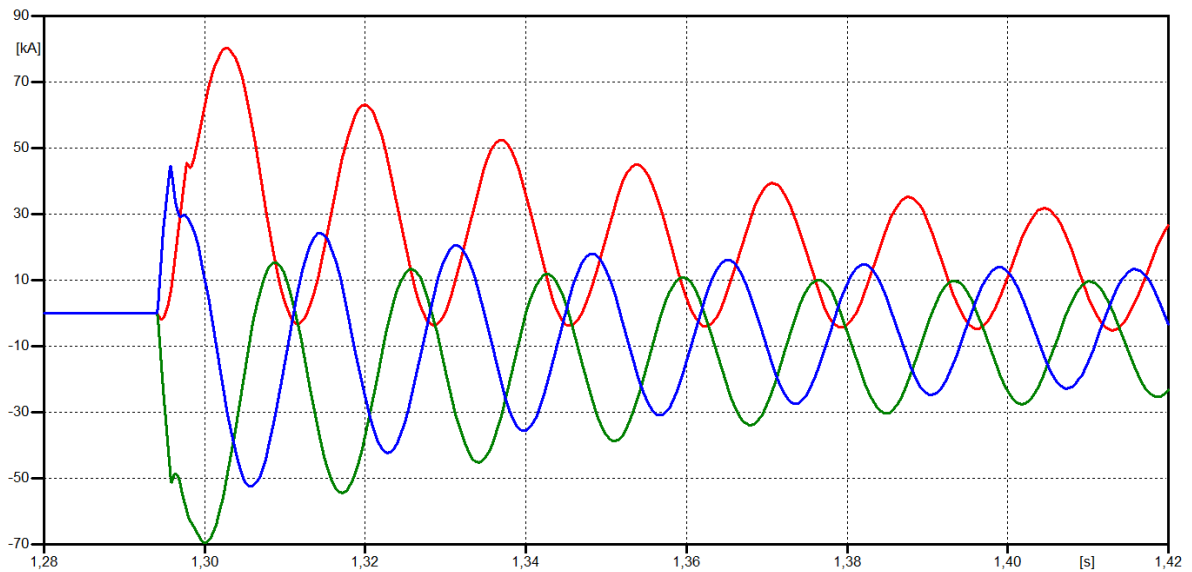


Figura 6.8 – Correntes de Falta no PN-5143001 com LCC Habilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

Durante a operação do LCC foram verificadas sobretensões nas três fases, atingindo um pico de duas a três vezes a tensão nominal e duração máxima de 2,3ms, resultado consistente com o conteúdo apresentado no item 2.4.3. Os motores e geradores são protegidos por capacitores supressores de surto e para-raios, já o CMCP possui um nível básico de isolamento (NBI) para sobretensões na frequência industrial de até 38 kV RMS. Apesar dos valores máximos de sobretensão estarem próximos da especificação, estes não representam problemas para o isolamento do sistema a princípio. Porém, uma ressalva deve ser feita neste ponto. Nos últimos anos queimas prematuras de transformadores à seco e transformadores de potencial vêm sendo observadas em sistemas industriais de média tensão [60, 61, 62]. Estes eventos foram associados a transitórios de tensão de alta frequência durante manobras de disjuntores a vácuo em conjunto com transformadores a seco. Para este tipo de análise, é necessário que todas as capacitâncias presentes no sistema sejam devidamente modeladas, o que foi definido anteriormente como fora de escopo para este trabalho.

Também foi observado um impacto positivo do LCC na qualidade da energia do sistema, uma vez que, devido a sua atuação, a duração do afundamento de tensão na barra sã é inferior a $\frac{1}{4}$ de ciclo. Devido a um curto com o LCC desabilitado, a duração do afundamento pode superar 150 ms.

As Figuras 6.9, 6.10 e 6.11 apresentam as formas de onda de corrente no

disjuntor de interligação do PN-5143001.

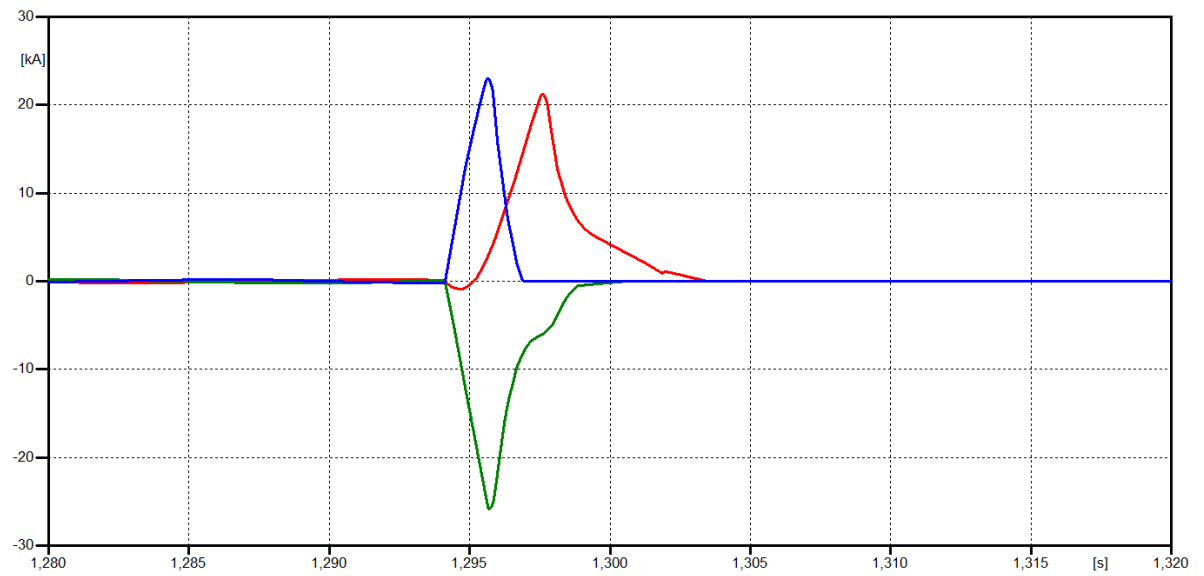


Figura 6.9 – Correntes pelo Disjuntor de Interligação. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

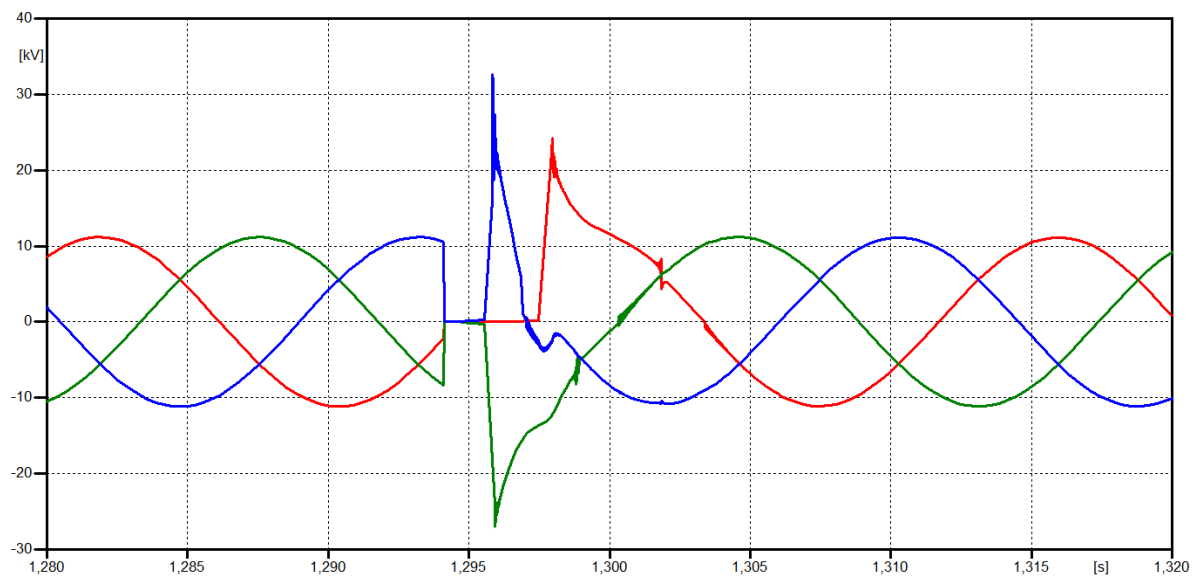


Figura 6.10 – Tensões Fase-Terra na Barra Sã. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

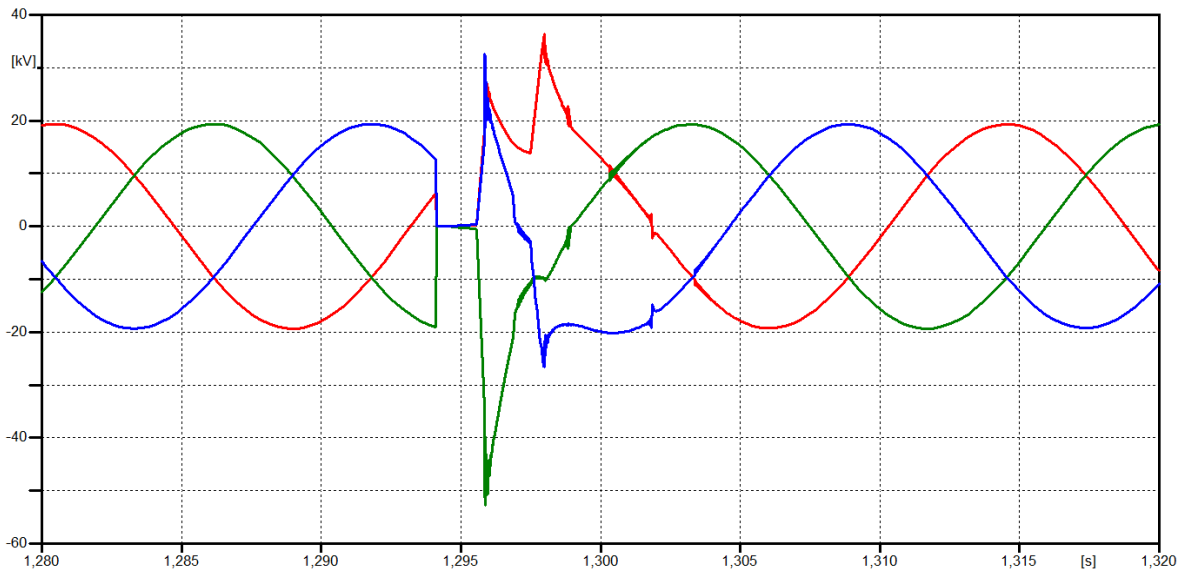


Figura 6.11 – Tensões Fase-Fase na Barra Sã. (V_{AB} : Vermelho; V_{BC} : Verde; V_{CA} : Azul).

Em seguida foram simuladas faltas trifásicas francas nos subsistemas de 4,16kV e 480V, de forma a verificar se o LCC atuará ou não, uma vez que problemas de superação de equipamentos ocorrem apenas no subsistema de 13,8kV. As Figuras 6.12 e 6.13 apresentam as formas de onda das correntes de falta no subsistema de 4,16kV e as correntes que fluem pelo LCC durante o evento, respectivamente.

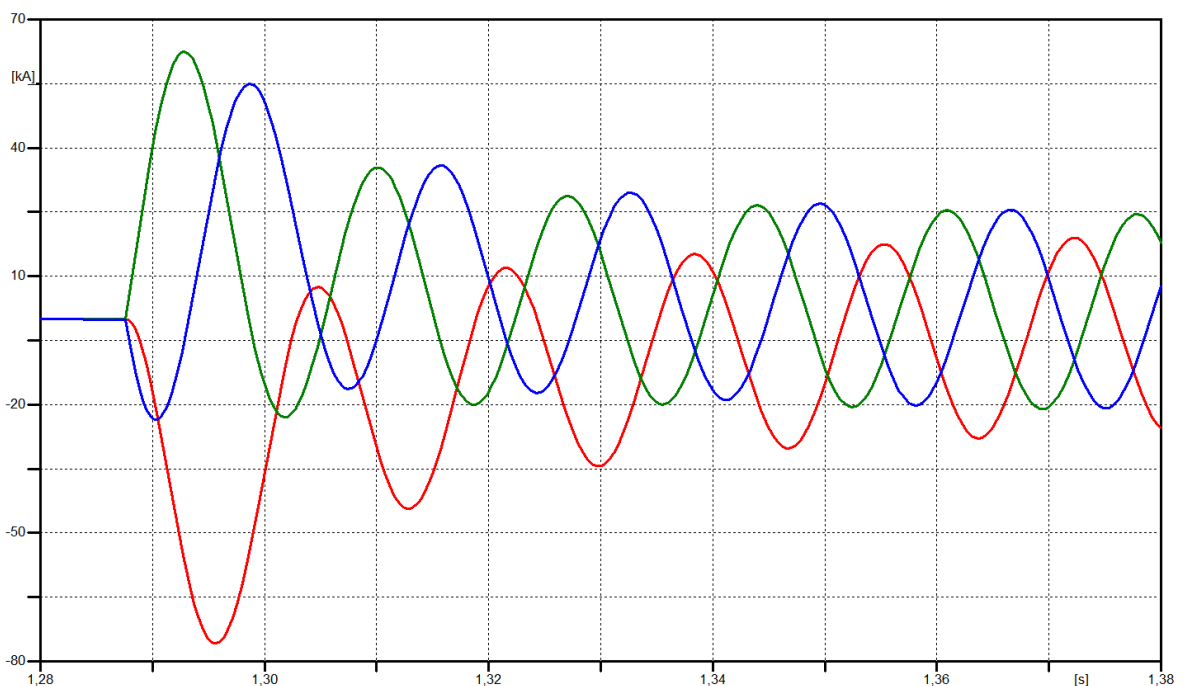


Figura 6.12 – Correntes de Falta no PN-5143002 com LCC Habilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

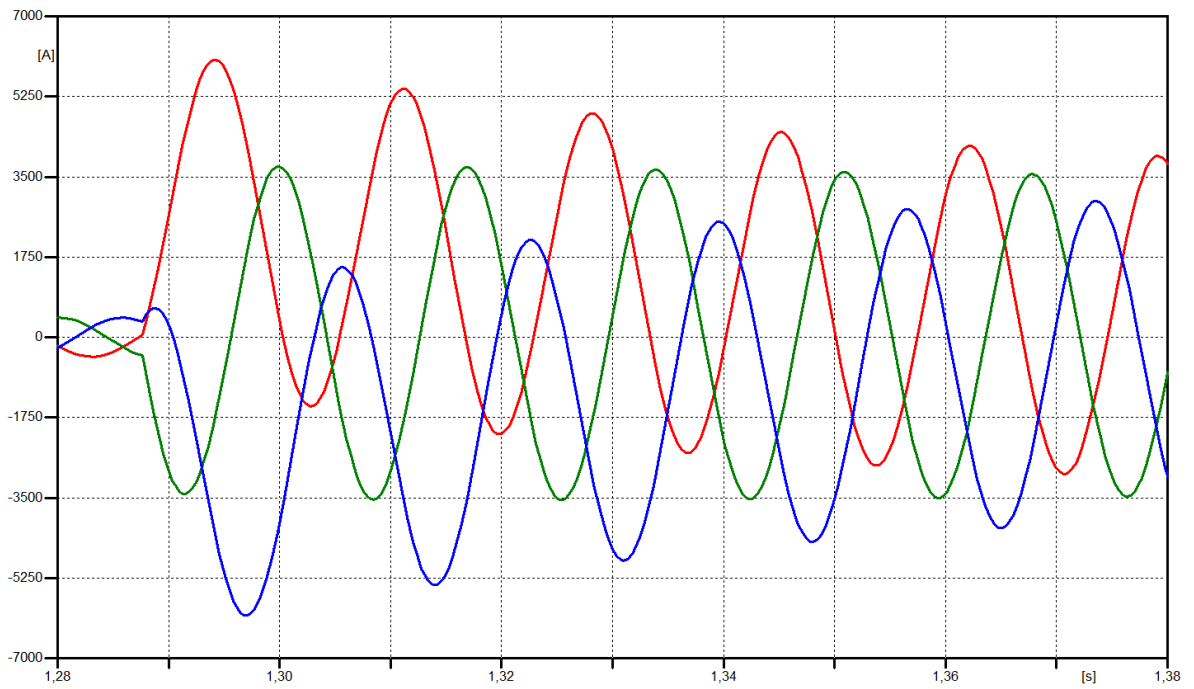


Figura 6.13 – Correntes pelo LCC para uma falta no PN-5143002. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

As Figuras 6.14 e 6.15 apresentam as formas de onda das correntes de falta no subsistema de 480V e as correntes correspondentes que circulam pelo LCC durante o evento, respectivamente.

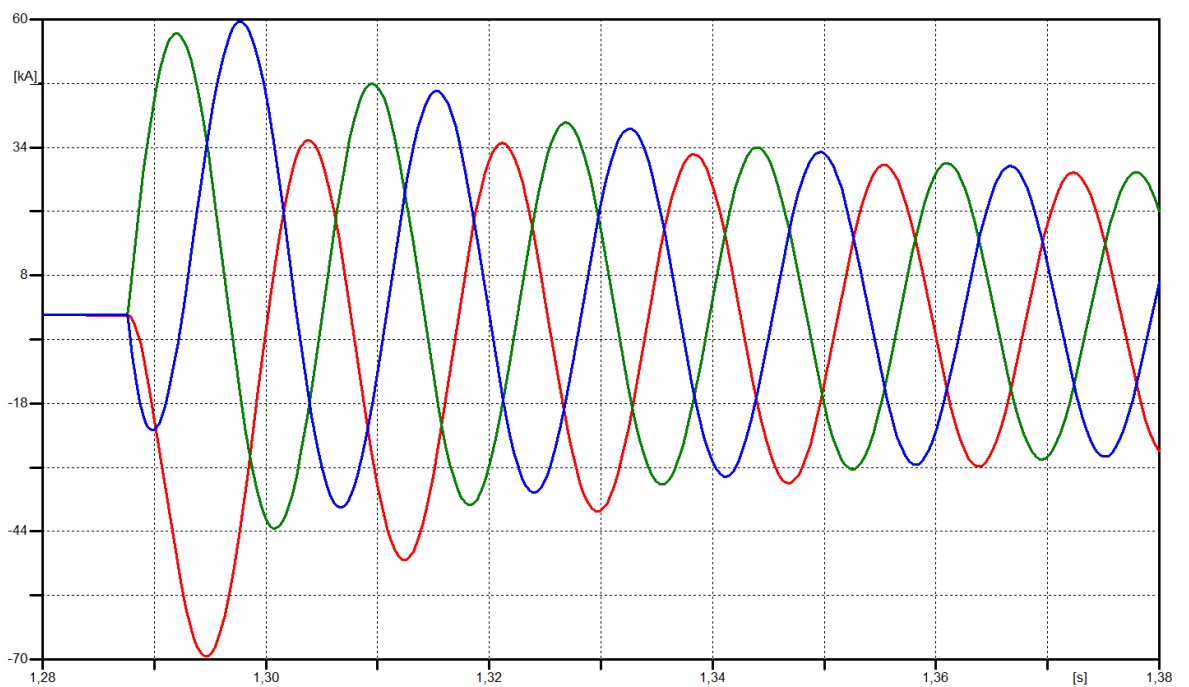


Figura 6.14 – Correntes de Falta no PN-5143006 com LCC Habilitado. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

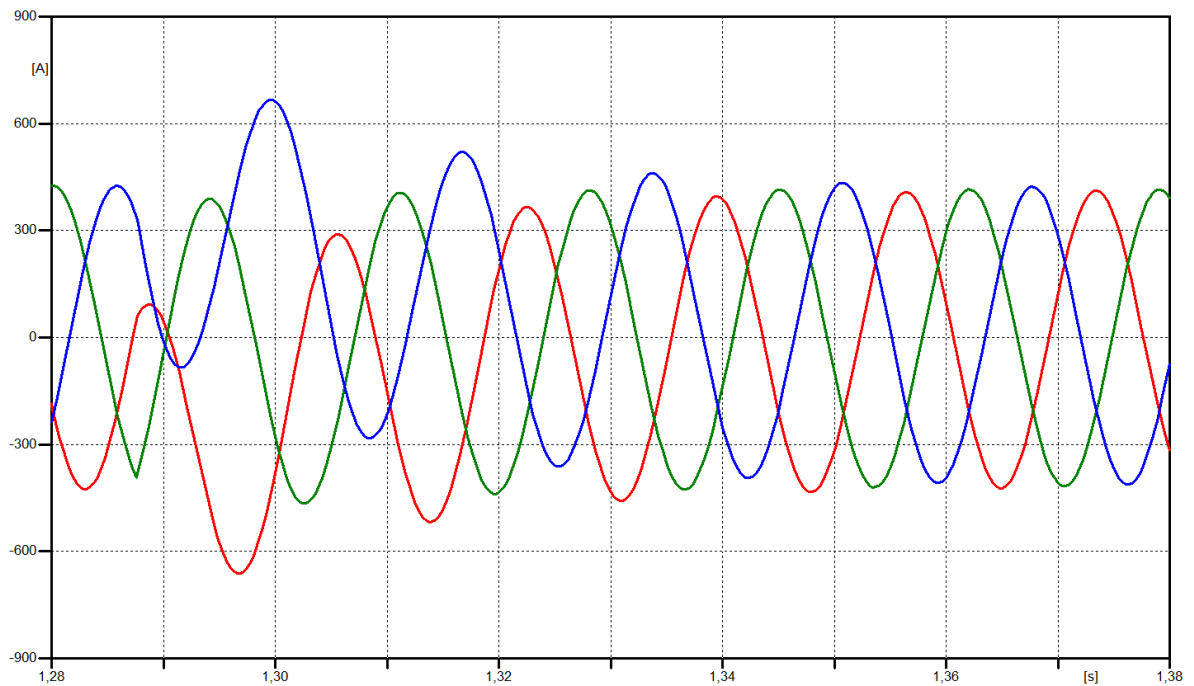


Figura 6.15 – Correntes pelo LCC para uma falta no PN-5143006. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

Vale dizer que várias outras condições de falta foram simuladas em ambos os subsistemas de 4,16kV e 480V e em nenhum caso foi observada atuação indevida do LCC.

Em seguida, foi simulada a condição de menor contribuição na qual o LCC deverá atuar: apenas um gerador conectado na barra sã, em paralelo com dois geradores conectados na barra onde ocorrerá a falta. A Figura 6.16 apresenta as correntes no LCC para um dos casos analisados.

Para este caso foi observada atuação do LCC apenas nos insertos das fases B e C. Com o rápido processo de fusão dos elos fusíveis das fases B e C, a falta trifásica envolveu rapidamente para uma falta fase-terra. Uma vez que os neutros dos geradores são aterrados por alta resistência, a corrente na fase A ficou limitada em um valor próximo a 15 A, conforme Figura 6.17. Observa-se que a lógica de disparo da fase A do LCC não foi atingida.

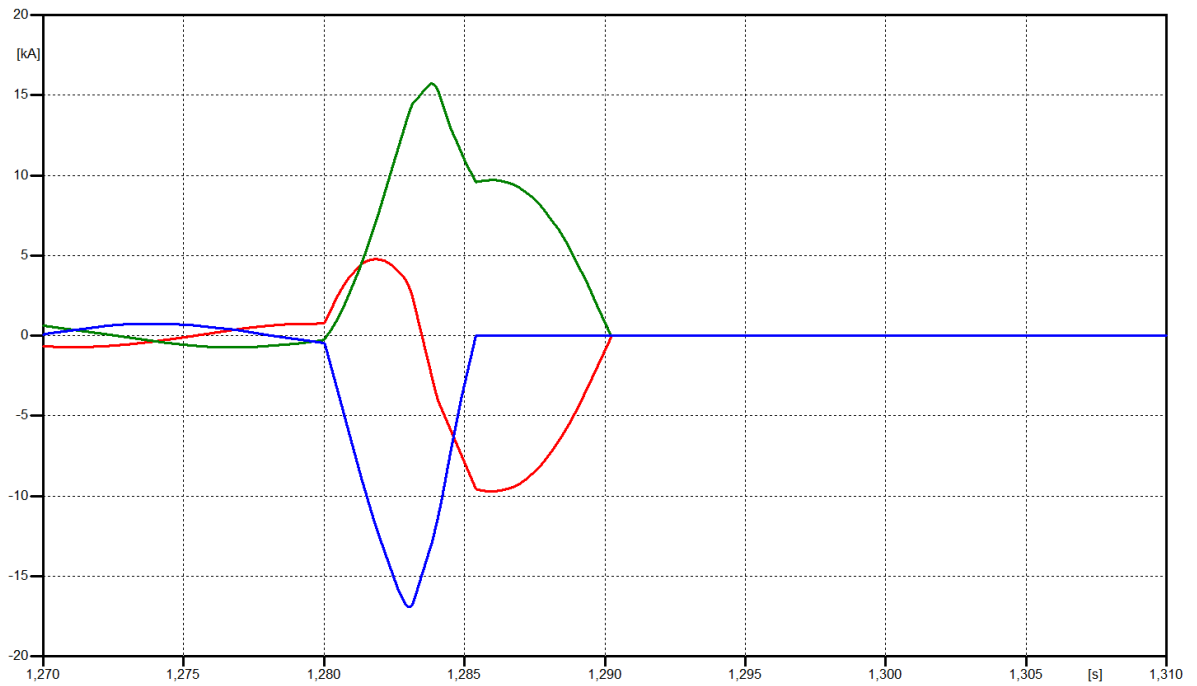


Figura 6.16 – Correntes pelo LCC para uma falta no PN-5143001, contribuição de apenas um gerador. (Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul).

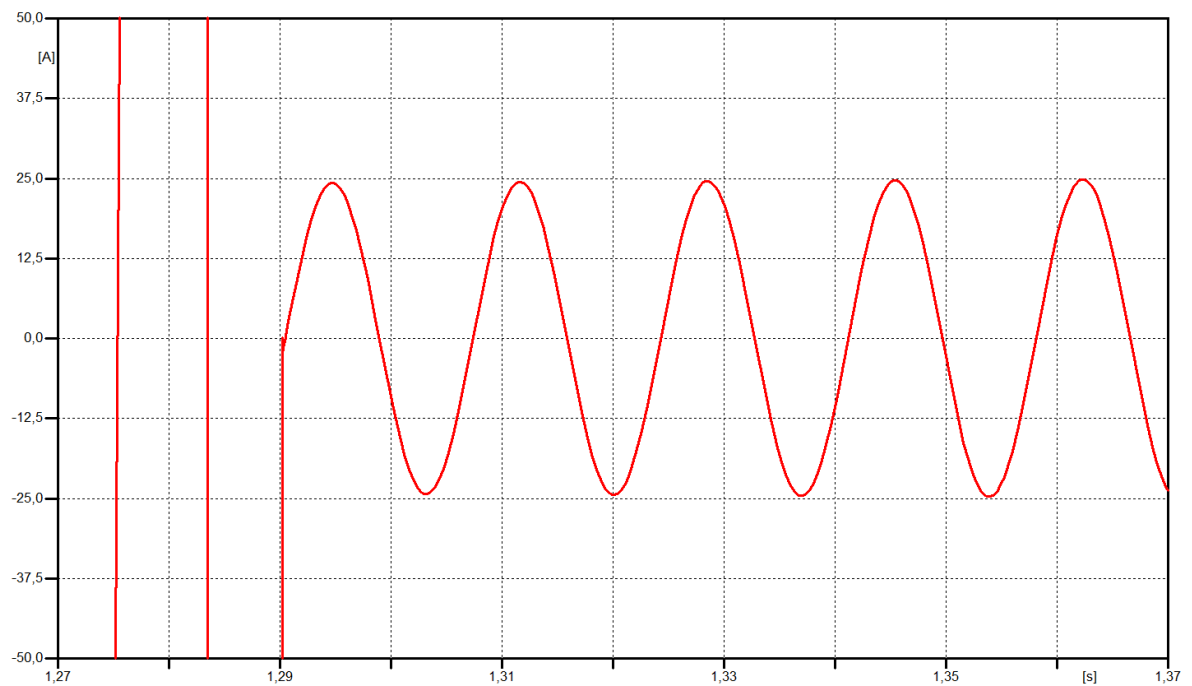


Figura 6.17 – Corrente da fase A em Detalhe.

Assim, foi recomendada a implementação de uma lógica para que os disjuntores de interligação adjacentes ao LCC sejam intertravados com o mesmo, de forma que a atuação de qualquer um dos insertos provoque a atuação imediata de ambos os disjuntores, desacoplando totalmente as duas barras do PN-5143001.

Por fim, foram simuladas partidas do maior motor com condições variadas de carregamento dos demais motores. A Figura 6.18 ilustra a corrente pelo LCC para a partida do motor com máxima assimetria e corrente de carga.

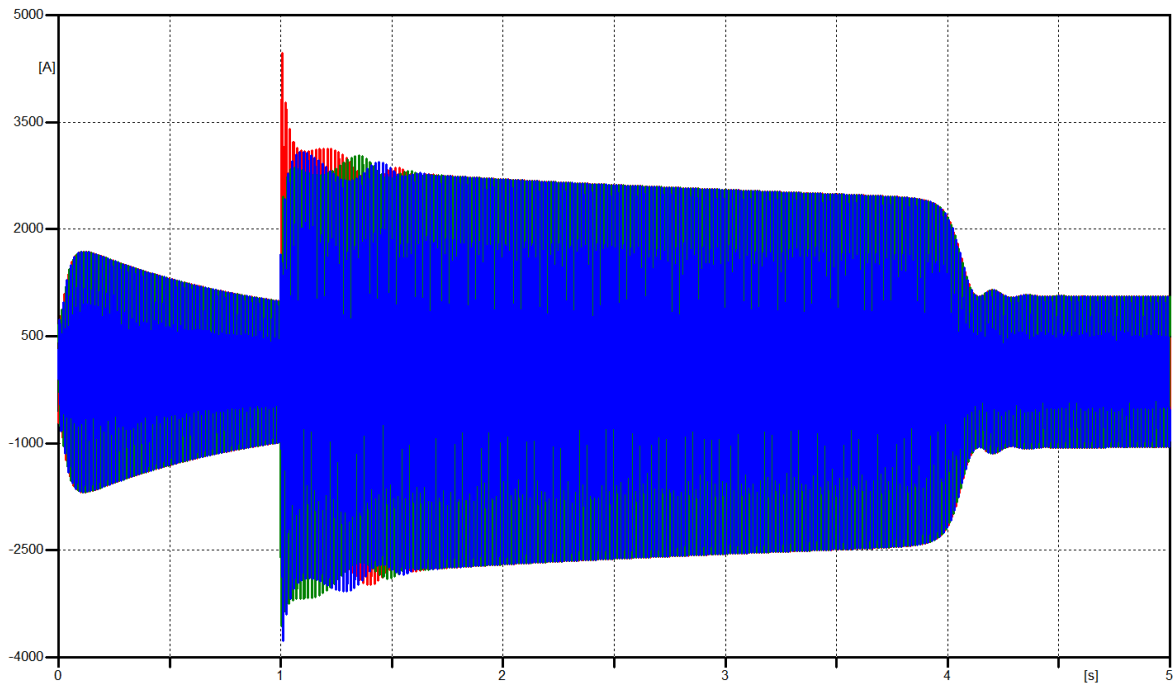


Figura 6.18 – Correntes pelo LCC Devido a Partida do Maior Motor, com todos os demais motores em operação. Fase A: Vermelho; Fase B: Verde; Fase C: Azul.

Não foram observadas atuações indevidas do LCC para as condições de partida simuladas. Assim, através de todas as simulações realizadas foi possível validar os ajustes propostos e o desempenho adequado do LCC.

6.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou a modelagem em detalhes do sistema elétrico da plataforma. Devido a restrições de memória do ATP, os modelos dos cabos e sub-sistemas de 4,16 kV e 480 V foram simplificados.

Foram simulados os cinco cenários propostos no Capítulo 5, a fim de verificar a consistência de ambas as simulações. A partir destes resultados, foi reafirmada a definição de que o LCC deve estar pronto para atuar para uma topologia com três ou quatro geradores e cinco ou mais compressores em operação. Também foi possível estimar os valores das correntes de pico e de interrupção do sub-sistema de 13,8 kV em todos os cenários, confirmando que, com a atuação do

LCC, nenhum equipamento será superado.

Através das simulações foram constatadas sobretensões na barra sã do painel principal de até três vezes a tensão nominal por menos de 3 ms durante a atuação do LCC. Esta sobretensão, apesar de próxima do limite especificado para o CMCP, não representa problemas para o isolamento do sistema a princípio. Porém, como apresentado no item 6.4, os transitórios de tensão de alta frequência têm causado problemas de queima prematura em equipamentos, principalmente transformadores. A modelagem do sistema para análise dos transitórios de tensão de alta frequência durante atuação de um LCC fica como uma proposta para continuação deste trabalho. Verificou-se, também, uma redução significativa no tempo de duração da subtensão na barra sã devido à rapidez de atuação do LCC.

Por fim, foram feitas simulações com o sistema em diversas topologias, de forma a validar os ajustes de disparo propostos pelo fabricante. Em certos casos foi verificada atuação de apenas dois insertos para faltas trifásicas devido à característica de aterramento por alta resistência dos geradores, reforçando a necessidade de abertura dos disjuntores adjacentes ao LCC em caso de atuação de qualquer inserto. Os ajustes propostos se mostraram adequados, uma vez que não foi observada nenhuma operação indevida do LCC.

7. CONCLUSÕES

7.1. CONCLUSÕES E CONTRIBUIÇÕES

Este trabalho teve como principal objetivo apresentar os principais aspectos técnicos relacionados à aplicação de Limitadores de Corrente de Curto-Circuito (LCCs) em sistemas elétricos industriais. Primeiramente, foram apresentadas as principais características das correntes de curto-circuito seguidas de uma introdução à metodologia proposta pela IEC para cálculo de curto-circuito em sistemas elétricos de potência. A partir desta conceituação, foram introduzidos os principais efeitos que as correntes de curto-circuito movem no sistema elétrico como um todo, mostrando os métodos de análise de superação de disjuntores, fusíveis e CMCPs, além da análise de saturação de TCs.

Neste contexto, foi apresentada a aplicação de LCCs com base nas principais tecnologias encontradas no mercado atualmente. Dentre essas tecnologias, os dispositivos pirotécnicos são o foco desta dissertação, sendo uma solução comum na indústria, porém, cara e com poucas informações encontradas na literatura técnica especializada.

A principal contribuição deste trabalho foi a proposição de um modelo de LCC pirotécnico para cálculo de transitórios eletromagnéticos. O modelo foi descrito em detalhes e foram apresentadas duas implementações distintas utilizando os programas computacionais Simulink e ATP.

Com base na teoria apresentada, foi desenvolvido um estudo de caso do sistema elétrico real do convés de uma plataforma de extração de petróleo em águas profundas. Sistemas elétricos navais usualmente possuem grandes unidades geradoras conectadas diretamente ao barramento de alimentação principal de suprimento, devido a restrições de espaço físico. Esta característica resulta em correntes de curto-circuito e relações X/R elevadas e consequente necessidade do uso de LCCs para viabilizar o empreendimento técnica e economicamente.

Através de um levantamento de dados de campo, o sistema do convés da plataforma foi todo modelado no programa computacional PTW. Diversos cenários foram simulados utilizando a metodologia IEC de forma a definir a condição mínima a partir da qual o LCC deverá estar habilitado e pronto para atuação. A definição desta condição mínima é importante para garantir que o LCC atuará apenas quan-

do estritamente necessário, otimizando seu desempenho e reduzindo gastos, uma vez que os insertos devem ser substituídos após cada atuação. Utilizando os resultados desta condição mínima, foi feita a análise de saturação dos TCs. Os resultados mostraram condições de saturação em praticamente todos os TCs, sendo as mais severas observadas no PN-5143001. Todavia, mesmo com saturação severa, foi possível inferir que o sistema de proteção atuará adequadamente com os ajustes propostos.

A parte final do trabalho consistiu na modelagem do sistema no ATP, a fim de validar os resultados obtidos no PTW, verificar a redução adequada das correntes de curto-circuito e analisar o comportamento transitório do sistema e do LCC. Através da análise dos resultados de ambos os programas, foi observada uma redução efetiva da corrente de curto-circuito em todos os cenários. Foi consolidada a necessidade de atuação do LCC apenas para condições operativas da plataforma com três ou quatro geradores e cinco ou mais compressores de 11MW. A partir deste resultado, foi implementada uma lógica utilizando a infraestrutura de rede de comunicação baseada na norma IEC 61850 já existente, de forma que o LCC estará habilitado para condições operativas com três ou quatro geradores. A lógica final implementada teve de ser simplificada devido a limitações de memória dos equipamentos disponíveis.

Os ajustes de disparo do LCC foram testados para diversas situações, consolidando a operação adequada do dispositivo. Foram observados eventos de faltas trifásicas que resultam na atuação dos insertos de apenas duas fases, reforçando a necessidade de abertura dos disjuntores adjacentes ao LCC sempre que qualquer um dos insertos atue, de forma a isolar completamente os barramentos do painel principal.

Assim, além dos objetivos já comentados, este trabalho serviu de subsídio para melhor entendimento do comportamento de um sistema elétrico industrial complexo que apresenta diversos desafios técnicos devido a suas particularidades.

7.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base na linha de pesquisa deste trabalho, algumas sugestões de trabalhos futuros são:

- Modelagem do sistema considerando as capacidades de todos os

equipamentos a fim de verificar os transitórios de tensão de alta frequência e solicitações de TRT durante a abertura de disjuntores e atuação do LCC;

- Durante as simulações no ATP foi observado o fenômeno conhecido como “zero atrasado”, representado na Figura 7.1. Este fenômeno é comum em sistemas com geradores eletricamente próximos, onde a relação X/R elevada faz com que o decaimento lento da componente CC da corrente de curto-circuito juntamente com o decaimento CA atrase o primeiro zero natural da corrente. Os disjuntores CA utilizam deste zero natural para interrupção da corrente. A abertura mecânica dos contatos do mesmo sob esta condição pode acarretar a destruição da câmara de extinção, devido à maior duração do arco elétrico. Assim, o chamado “estudo de zero atrasado” é importante para que as funções de proteção sejam devidamente temporizadas, buscando preservar a integridade dos disjuntores.

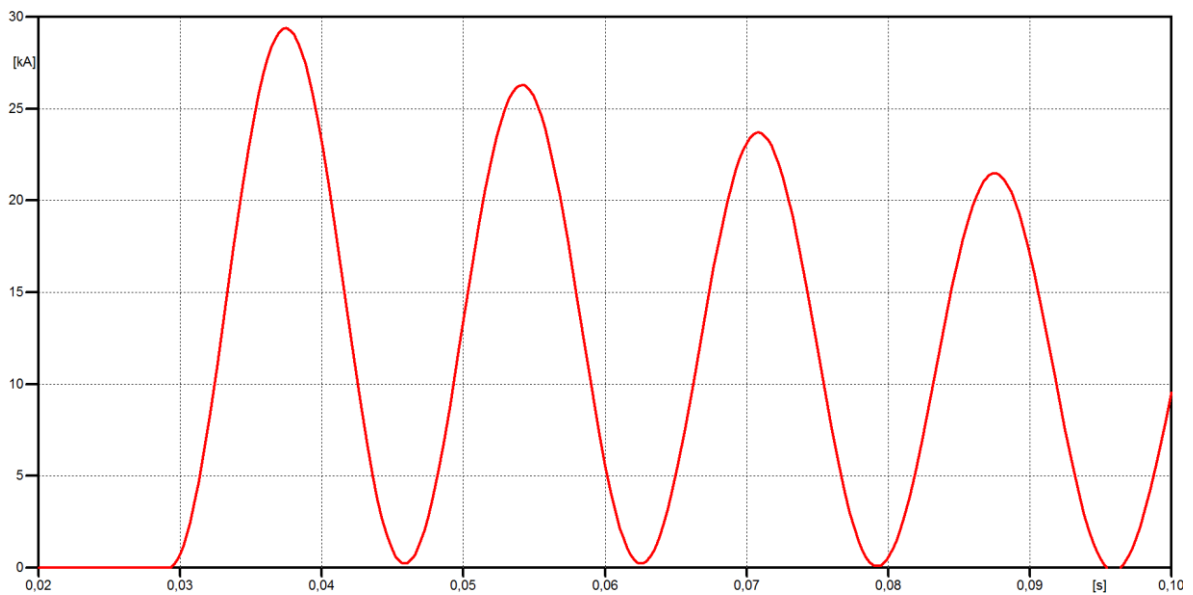


Figura 7.1 – Fenômeno do “Zero Atrasado” da Corrente.

7.3. PUBLICAÇÕES

Como resultado do trabalho desenvolvido nesta dissertação, foi possível a publicação de um artigo em âmbito internacional:

- Dias, T. C., Bonatto, B. D., Carvalho Filho, J. M.; “A Pyrotechnic Fault Current Limiter Model for Transient Calculations in Industrial Power

Systems”; International Conference on Power Systems Transients 2015 – IPST 2015; Cavtat – Croácia, 15 a 18 de junho de 2015.

Com a consolidação dos resultados do estudo de caso, estão sendo sondadas novas publicações com este foco.

REFERÊNCIAS

- [1] H. Schmitt, J. Amon, D. Braun, G. Damstra, K.-H. Hartung, J. Jäger, J. Kida, K. Kunde, Q. Le, L. Martini, M. Steurer, C. Umbricht, X. Waymel e C. Neumann, “FAULT CURRENT LIMITERS - APPLICATION, PRINCIPLES AND EXPERIENCE,” *CIGRE SC A3 & B3 Joint Colloquium in Tokyo*, 2005.
- [2] M. S. Hibbert e K. S. Smith, “ANALYSIS OF UNEXPECTED FAULT CURRENT LIMITER OPERATION USING EMT PROGRAMS,” em *International Conference on Power System Transients (IPST)*, Montreal, 2005.
- [3] T. Hazel, “LIMITING SHORT-CIRCUIT CURRENTS IN MEDIUM-VOLTAGE APPLICATIONS,” Schneider Electric, 2003.
- [4] A. M. Monteiro, UM ESTUDO DE DISPOSITIVOS LIMITADORES DE CORRENTE DE CURTO-CIRCUITO COM ÊNFASE NO IPC (INTERPHASE POWER CONTROLLER), COPPE/UFRJ: Dissertação (Mestrado), 2005.
- [5] X. Jin, C. Dai, P. Ji, S. Wu e P. Jing, “RESEARCH OF FAULT CURRENT LIMITER FOR 500kV POWER GRID,” em *International Conference on Power System Technology*, China, 2010.
- [6] Z. L. Chen, W. Z. Gong, A. L. Ren, M. R. Zi, Z. Q. Xiong, D. J. Si e F. Ye, “PROSPECTIVE OF APPLICATIONS OF SUPERCONDUCTING FAULT CURRENT LIMITERS IN CHINESE POWER GRIDS,” *Superconductivity Centennial Conference*, vol. 36, pp. 894-901, 2012.
- [7] J. Amon, P. C. Fernandez, E. H. Rose, A. D'Ajuz e A. Castanheira, “BRAZILIAN SUCCESSFUL EXPERIENCE IN THE USAGE OF CURRENT LIMITING REACTORS FOR SHORT-CIRCUIT LIMITATION,” em *Asset Management of Switching Equipment - CIGRÉ SC A3 Technical Colloquium*, Sarajevo, 2003.
- [8] J. Langston, M. Steurer, S. Woodruff, T. Baldwin e J. Tang, “A GENERIC REAL-TIME COMPUTER SIMULATION MODEL FOR SUPERCONDUCTING FAULT CURRENT LIMITERS AND ITS APPLICATION IN SYSTEM PROTECTION STUDIES,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, Vol. 15, No. 2, pp. 2090 - 2093, Junho 2005.
- [9] J. M. Pina, P. Pereira, A. Pronto, P. Arsénio e T. Silva, “MODELLING AND SIMULATION OF INDUCTIVE FAULT CURRENT LIMITERS,” *Superconductivity Centennial Conference*, vol. 36 Physics Procedia, pp. 1248 - 1253, 2012.
- [10] M. M. Lanes, H. A. C. Braga e P. G. Barbosa, “LIMITADOR DE CORRENTE DE CURTO-CIRCUITO BASEADO EM CIRCUITO RESSONANTE CONTROLADO POR DISPOSITIVOS SEMICONDUTORES DE POTÊNCIA,” *IEEE Latin America Transactions*, Vol. 5, No. 5, pp. 311 - 320, Setembro 2007.
- [11] IEEE Std 551, “IEEE Recommended Practice for Calculating Short-Circuit Currents in Industrial and Commercial Power Systems,” 2006.
- [12] IEC 60909, “Short-circuit currents in three-phase a.c. systems,” 2001.
- [13] F. A. Grigoletto, ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE AS METODOLOGIAS ANSI E IEC PARA CÁLCULO DE CURTO-CIRCUITO EM SISTEMAS INDUSTRIAIS, UNIFEI: Dissertação (Mestrado), 2013.
- [14] IEEE Std 242, “IEEE Recommended Practice for Protection and Coordination of Industrial and Commercial Power Systems,” 2001.

-
- [15] IEC 62271-100, “HIGH VOLTAGE SWITCHGEAR AND CONTROLGEAR - PART 100: HIGH-VOLTAGE ALTERNATING-CURRENT CIRCUIT-BREAKERS,” 2008.
 - [16] IEEE Std C37.010, “IEEE APPLICATION GUIDE FOR AC HIGH-VOLTAGE CIRCUIT BREAKERS RATED ON A SYMMETRICAL CURRENT BASIS,” 2005.
 - [17] R. E. Cossé, T. G. Hazel e G. Thomasset, “IEC MEDIUM-VOLTAGE CIRCUIT-BREAKER INTERRUPTING RATINGS - UNSTATED SHORT-CIRCUIT CONSIDERATIONS,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 36, No. 3, 2000.
 - [18] ABB Medium Voltage Products, “VD4 Installation and Service Instructions,” 2013.
 - [19] IEEE Std C37.011, “IEEE Application Guide for Transient Recovery Voltage for AC High-Voltage Circuit Breakers,” 2005.
 - [20] IEC 60947-2, “LOW-VOLTAGE SWITCHGEAR AND CONTROLGEAR - PART 2: CIRCUIT-BREAKERS,” 2009.
 - [21] IEEE Std C37.13, “IEEE Standard for Low-Voltage AC Power Circuit Breakers Used in Enclosures,” 2008.
 - [22] Schneider Electric, “Masterpact NT and NW - LV power circuit breakers and switch-disconnectors,” 2015.
 - [23] IEEE Std C37.48, “IEEE Guide for the Application, Operation, and Coordination of High-Voltage (>1000V) Current-Limiting Fuses,” 2011.
 - [24] BUSSMANN, “High Voltage Fuse Technology for the Protection of Equipment Operating Above 1000 volts AC,” 2013.
 - [25] L. F. d. O. Costa, O USO DE CONJUNTOS DE MANOBRA E CONTROLE DE POTÊNCIA EM SISTEMAS INDUSTRIAIS DE MÉDIA E BAIXA TENSÃO, UNIFEI: Dissertação (Mestrado), 2014.
 - [26] A. L. M. Coelho, ANÁLISE DA RESPOSTA TRANSITÓRIA DE TRANSFORMADORES DE CORRENTE DE PROTEÇÃO E O IMPACTO EM RELÉS DE SOBRECORRENTE NUMÉRICOS, UNIFEI: Dissertação (Mestrado), 2011.
 - [27] IEEE Std 3004.1, “IEEE Recommended Practice for the Application of Instrument Transformers in Industrial and Commercial Power Systems,” 2013.
 - [28] IEEE Std C37.110, “IEEE Guide for the Application of Current Transformers Used for Protective Relaying Purposes,” 2007.
 - [29] T. S. d. Carvalho, ANÁLISE COMPARATIVA DE MODELOS COMPUTACIONAIS DE TRANSFORMADORES DE CORRENTE VIA MEDIÇÕES E SIMULAÇÕES, UNIFEI: Dissertação (Mestrado), 2015.
 - [30] Cigré Working Group A3.10, “FAULT CURRENT LIMITERS IN ELECTRICAL MEDIUM AND HIGH VOLTAGE SYSTEMS,” 2003.
 - [31] S. Orpe e N.-K. C. Nair, “State of Art of Fault Current Limiters and their Impact on Overcurrent Protection,” em *Power & Energy Society General Meeting*, 2009.
 - [32] A. Morandi, “State of the Art of Superconducting Fault Current Limiters and Their Application to the Electric Power System,” *Physica C*, 2012.
 - [33] BUSSMANN, “How to Use Current-Limitation Charts,” 2005.
 - [34] SIBA Fuses, “HHD Fuses - High Voltage Fuses acc. DIN 43 625,” 2009.
 - [35] ABB, “Is-Limiter - The world fastest limiting and switching device,” 2014.
 - [36] G&W, “CLiP - Current Limiting Protector,” 2014.

- [37] S. Chen, P. Yang, W. Xu, X. Bian e W. Wang, "Side Effects of Current-Limiting Reactors on Power System," *International Journal of Electrical Power and Energy Systems*, pp. 340 - 345, 2013.
- [38] P. S. Hamer, "Application of the Duplex Reactor - An Unusual and Forgotten Technique to Reduce Short Circuit Duty," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 42, No. 2, vol. 42, pp. 612-617, 2006.
- [39] S. M. Gunawardana, S. Perera e J. W. Moscrop, "Transient Network Analysis of a 132kV Sub-transmission System Incorporating a Saturated Core Fault Current Limiter," em *International Conference on Power Systems Transients (IPST)*, 2015.
- [40] A. J., P. C. Fernandez e R. C. Lima, "POSSÍVEIS IMPACTOS, CONSEQUÊNCIAS E SOLUÇÕES PARA O SISTEMA DE PROTEÇÃO (EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA) DECORRENTES DA INSTALAÇÃO DE DISPOSITIVOS LIMITADORES DE CURTO-CIRCUITO," em *XIII ERIAC - DÉCIMO TERCER ENCUENTRO REGIONAL IBEROAMERICANO DE CIGRÈ*, 2009.
- [41] Cigré Working Group A3.16, "GUIDELINE ON THE IMPACTS OF FAULT CURRENT LIMITING DEVICES ON PROTECTION SYSTEMS," 2008.
- [42] "SIMULINK," MathWorks®, [Online]. Available: http://www.mathworks.com/products/simulink/?s_cid=wiki_simulink_2. [Acesso em 13 12 2015].
- [43] H. W. Dommel e W. S. Meyer, "Computation of Electromagnetic Transients," *Proceedings of the IEEE*, Vol. 62, No. 7, pp. 983 - 993, 1974.
- [44] H. W. Dommel e T. Liu, "EMTP Rule Book Vol. 1," 1995.
- [45] L. Dubé, "USERS GUIDE TO MODELS IN ATP," 1996.
- [46] L. Prikler e K. H. Hoidalén, "ATPDRAW version 5.6 User's Manual," 2009.
- [47] BPA, "EMTP Theory Book," 1995.
- [48] A. Petit, G. St-Jean e G. Fecteau, "Empirical Model of a Current-Limiting Fuse using EMTP," *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 4, No. 1, pp. 335-341, 1989.
- [49] S.-H. Lee, "Application of High Voltage Current Limiting Fuse Model Using ATP-Draw," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, Vol. 17, No. 6, pp. 1806-1813, 2010.
- [50] L. Kojovic e S. Hassler, "APPLICATION OF CURRENT LIMITING FUSES IN DISTRIBUTION SYSTEMS FOR IMPROVED POWER QUALITY AND PROTECTION," em *IEEE/PES Winter Meeting*, Baltimore, 1996.
- [51] K.-H. Hartung e V. Grafe, "Calculations of the settings for an Is-Limiter measuring and tripping device," ABB AG, 2011.
- [52] SKM Inc, "PowerTools for Windows Version 7.0 - Enhancement List," 2012. [Online]. Available: http://www.skmsupport.com/temp/PTW_V7.0_Enhancements.pdf. [Acesso em Dezembro 2015].
- [53] SKM System Analysis Inc, "Power*Tools for Windows Tutorial," 2008.
- [54] PRYSMIAN Cables & Systems, "Cabos Navais," [Online]. Available: <http://br.prysmiangroup.com/br/files/navais.pdf>. [Acesso em 29 Dezembro 2015].
- [55] BUSSMANN, "Medium Voltage Fuses," [Online]. Available: <http://www.cooperindustries.com/content/dam/public/bussmann/Electrical/Resources/Catalogs/bus-ele-cat-1007-sec05-medium-voltage-fuses.pdf>. [Acesso em 29 Dezembro 2015].

-
- [56] ABB, “Manual Motor Starter Magnetic Only MO325 - DataSheet,” 2013.
- [57] IEEE PSRC, “CT SAT Calculator (PSRC),” [Online]. Available: <https://www.l-3.com/wp-content/uploads/2010/10/CT-SAT-Calculator-PSRC.xls>. [Acesso em 2015 Dezembro 31].
- [58] Schneider Electric, “Sepam Series 80 Protective Relays - Installation Manual,” 2007.
- [59] Northeast Power Systems Inc (NEPSI), “Medium Voltage Shielded Cable Parameter Calculator,” NEPSI, [Online]. Available: <http://nepsi.com/resources/calculators/calculation-of-cable-data.htm>. [Acesso em 06 Janeiro 2016].
- [60] J. R. Cogo, N. C. Jesus, L. M. Duarte e L. F. R. Ferreira, “Análise de Transitórios Devido a Manobras de Disjuntores a Vácuo em Transformador com Meio Isolante Sólido (A Seco),” em *GSI - Engenharia e Consultoria*, 2014.
- [61] J. R. Cogo, N. C. Jesus, L. M. Duarte, L. F. R. Ferreira, H. R. P. M. de Oliveira, V. B. Pim, R. P. Aurich e L. R. C. Figueiredo, “Medições de Manobras de Energização de Transformadores Considerando a Instalação de Supressores de Surto,” em *GST - Engenharia e Consultoria LTDA e CMCP - Celulose Riograndese S.A.*, 2014.
- [62] D. McDermit, D. D. Shipp, T. J. Dionise e V. Lorch, “Medium Voltage Switching Transient Induced Potential Transformer Failures: Prediction, Measurement and Practical Solutions,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, pp. 1726 - 1737, Julho 2013.
- [63] ABB, “Is-Limiter applications to reduce high short-circuit currents,” [Online]. Available: <http://new.abb.com/medium-voltage/apparatus/current-limiter/current-limiter-applications>. [Acesso em 12 Março 2016].

APÊNDICE A – DEMONSTRAÇÃO DA EQUAÇÃO PARA CÁLCULO DA CORRENTE DE CURTO-CIRCUITO

Para desenvolvimento da equação da corrente de curto-circuito, toma-se como base a Figura A.1:

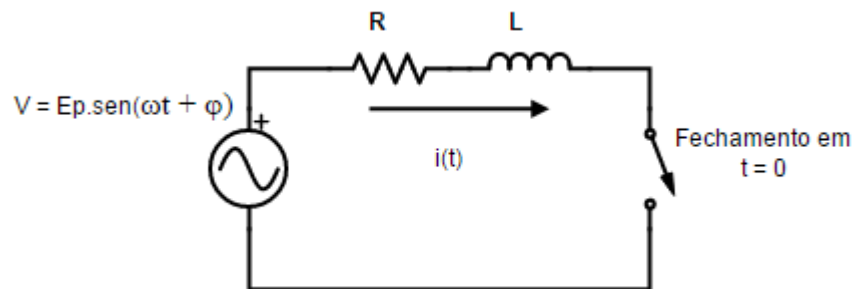


Figura A.1 – Circuito base para cálculo.

Para esta análise foi considerado um circuito RL simples, uma vez que em sistemas industriais os principais equipamentos (cabos, motores, transformadores, geradores) são predominantemente indutivos e podem ser modelados como uma resistência em série com uma indutância. Através deste circuito simples e didático, os principais conceitos relativos à corrente de curto-circuito podem ser apresentados. Equacionando o sistema, tem-se a equação diferencial (A.1):

$$V(t) = R \cdot i(t) + L \cdot \frac{di(t)}{dt} \quad (\text{A.1})$$

Substituindo $V(t)$ e dividindo ambos os lados por L , obtém-se (A.2):

$$\frac{Ep \cdot \text{sen}(\omega t + \varphi)}{L} = \frac{R}{L} \cdot i(t) + \frac{di(t)}{dt} \quad (\text{A.2})$$

Fazendo $R/L = \alpha$, a equação diferencial (A.3) é obtida.

$$\frac{Ep}{L} \text{sen}(\omega t + \varphi) = \alpha i(t) + \frac{di(t)}{dt} \quad (\text{A.3})$$

Aplicando o método de resolução pelo fator de integração $e^{\int \alpha t}$, chega-se em (A.4):

$$e^{\int \alpha \cdot dt} \left(\alpha i(t) + \frac{di(t)}{dt} \right) = \frac{d}{dt} (i(t) \cdot e^{\int \alpha \cdot dt}) = \frac{Ep}{L} \text{sen}(\omega t + \varphi) \cdot e^{\int \alpha \cdot dt} \quad (\text{A.4})$$

Integrando ambos os lados, tem-se (A.5):

$$e^{\alpha t} i(t) = \int \frac{Ep}{L} \text{sen}(\omega t + \varphi) \cdot e^{\alpha t} dt \quad (\text{A.5})$$

Desenvolvendo a integral do lado direito, obtém-se (A.6):

$$e^{\alpha t} i(t) = \frac{Ep \cdot e^{\alpha t}}{L \cdot (\omega^2 + \alpha^2)} (\alpha \cdot \text{sen}(\omega t + \varphi) - \omega \cdot \text{cos}(\omega t + \varphi)) + K \quad (\text{A.6})$$

Aplicando a relação trigonométrica (A.7),

$$A \cdot \text{sen}(\beta) - B \cdot \text{cos}(\beta) = \sqrt{A^2 + B^2} \cdot \text{sen}(\beta - \theta), \text{ sendo } \theta = \text{arctg} \left(\frac{B}{A} \right) \quad (\text{A.7})$$

na equação (A.6), resulta em (A.8):

$$e^{\alpha t} i(t) = \frac{Ep \cdot e^{\alpha t}}{L \cdot \sqrt{\omega^2 + \alpha^2}} \cdot \text{sen}(\omega t + \varphi - \theta) + K, \text{ sendo } \theta = \text{arctg} \left(\frac{\omega}{\alpha} \right) \quad (\text{A.8})$$

Manipulando a expressão e isolando $i(t)$, chega-se em (A.9):

$$i(t) = \frac{Ep}{\sqrt{(\omega L)^2 + R^2}} \cdot \text{sen}(\omega t + \varphi - \theta) + e^{-\frac{\omega R}{\omega L} t} K, \text{ sendo } \theta = \text{arctg} \left(\frac{\omega L}{R} \right) \quad (\text{A.9})$$

Por fim, considerando que a corrente em $t = 0$ é nula, obtém-se a expressão final da corrente de curto-circuito, expressa em (A.10):

$$i(t) = \frac{Ep}{\sqrt{X^2 + R^2}} \cdot \left(\text{sen}(\omega t + \varphi - \theta) - e^{-\frac{\omega t}{X/R}} \cdot \text{sen}(\varphi - \theta) \right), \text{ sendo } \theta = \text{arctg} \left(\frac{X}{R} \right) \quad (\text{A.10})$$

onde:

Ep : valor de pico da tensão do sistema;

X : reatância indutiva do circuito em Ω , dada por $X = \omega L$;

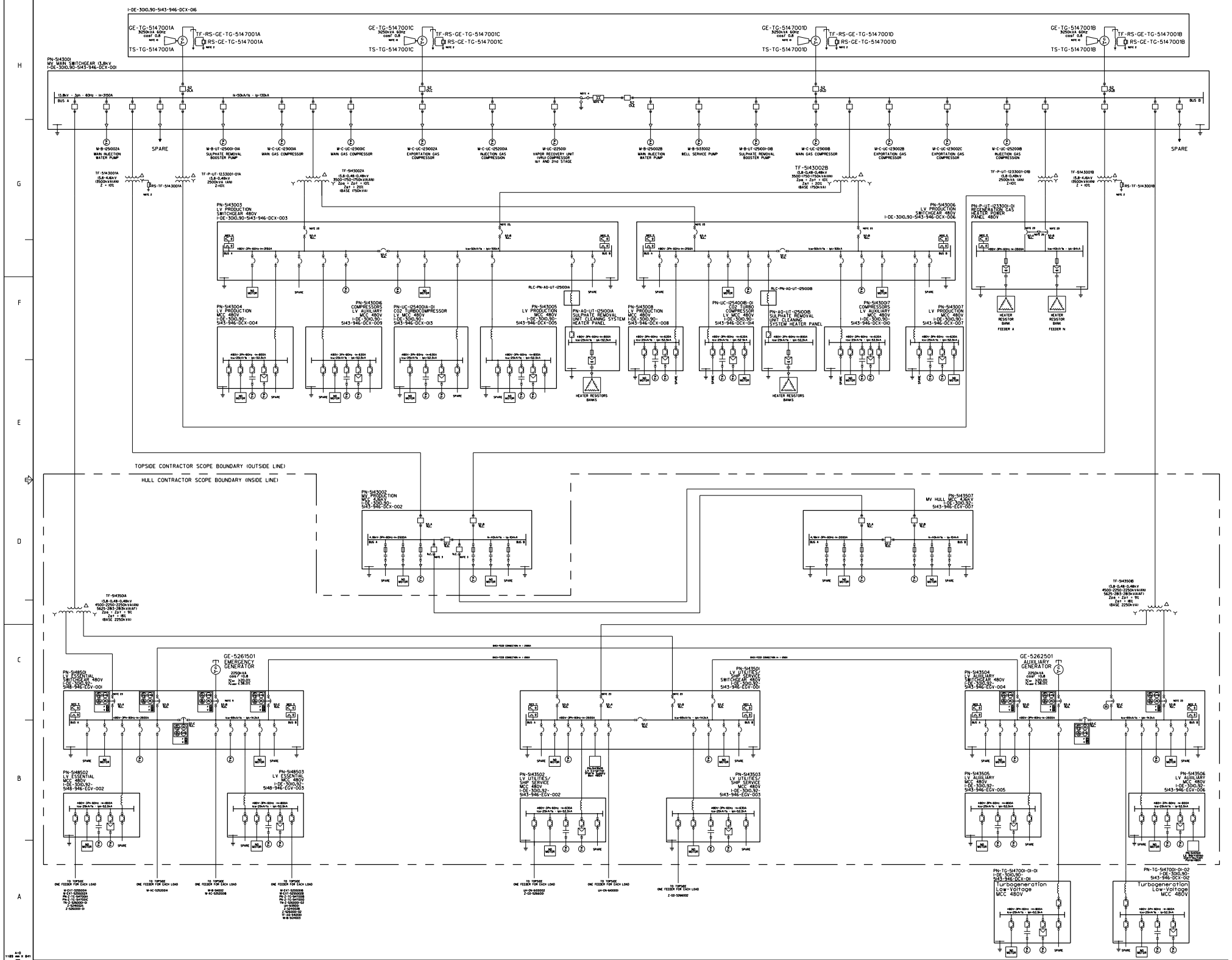
R : resistência do circuito em Ω ,

ω : frequência angular do sistema em rad/s, dada por $\omega = 2\pi f$;

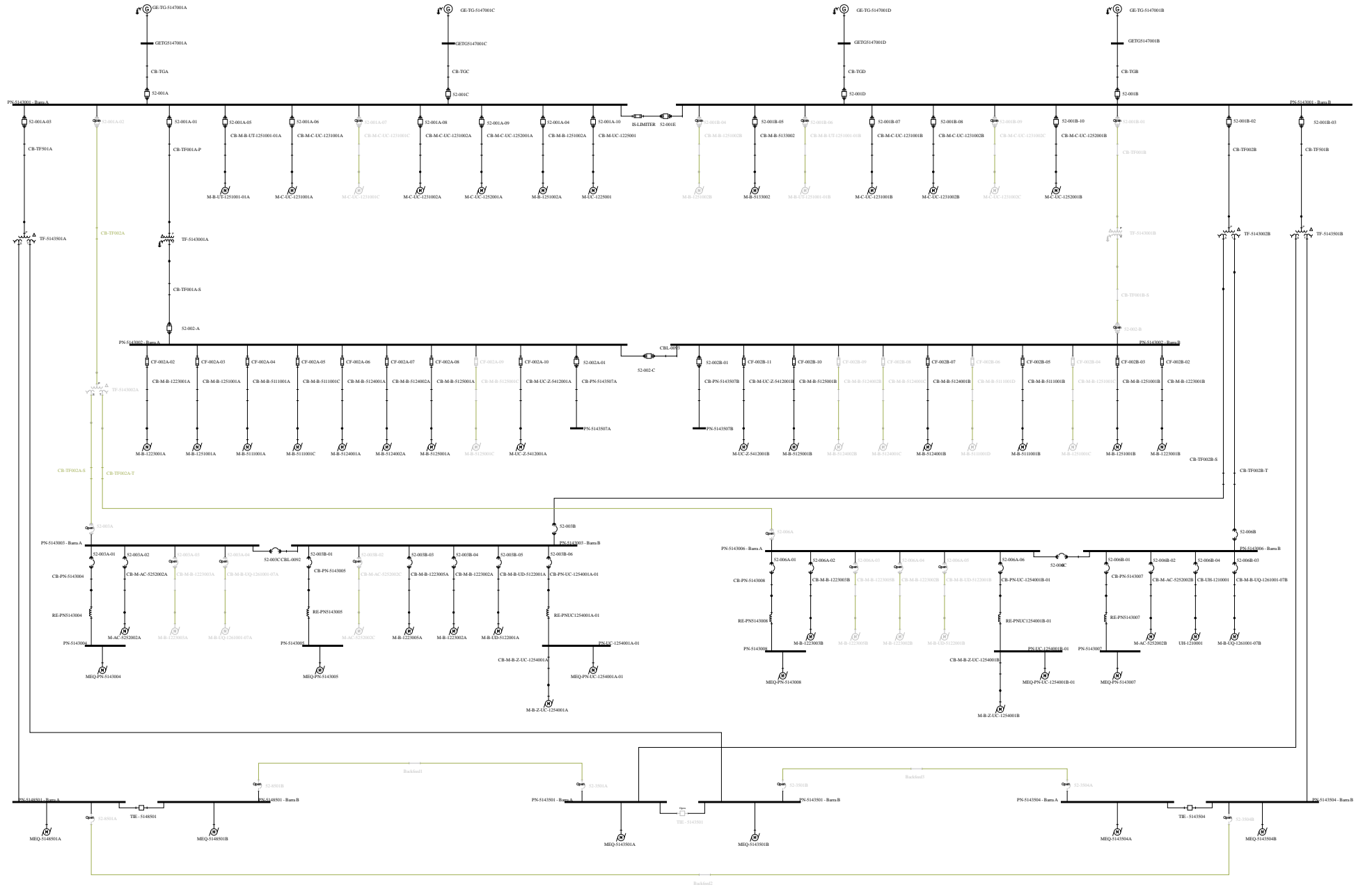
f : frequência do sistema, em Hz;

φ : ângulo de fase da tensão, em radianos.

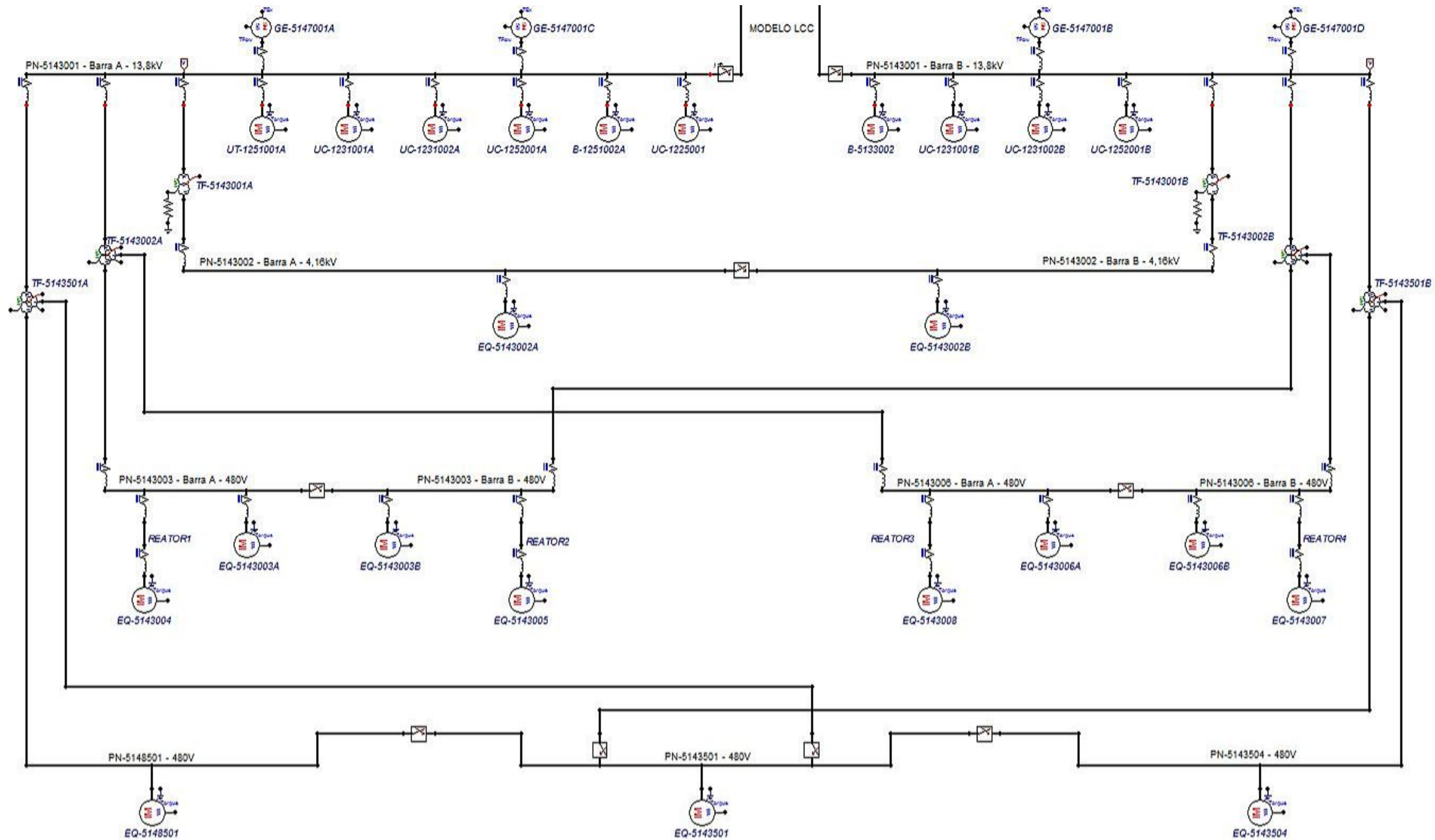
ANEXO A – DIAGRAMA UNIFILAR GERAL



ANEXO B – DIAGRAMA UNIFILAR MODELADO NO PTW



ANEXO C – DIAGRAMA UNIFILAR MODELADO NO ATP



ANEXO D – DADOS DO IS-LIMITER

A Tabela D.1 apresenta as especificações do Is-Limiter utilizado no sistema elétrico da plataforma. Caso o leitor tenha interesse em maiores informações a referência [63] apresenta o catálogo do produto, que não foi reproduzido neste documento devido a restrições de direitos autorais.

Tabela D.1 – Dados do Is-Limiter Instalado.

Dados Is-Limiter			Ajustes Instalados			Dados Fusíveis		
I_n (A)	V_n (kV)	I_{Trip} (kA)	I_1 (kA)	I_2 (kA)	di/dt (kA/ms)	I_n (A)	I^2t (A ² s)	I''_k (kA)
3150	17,5	12	12,5	9,5	5,301	160	62000	63

É importante lembrar que para esta aplicação, o fabricante dimensionou dois fusíveis em paralelo por inserto. A Tabela D.2 sumariza os custos dos equipamentos em euros. O custo do Is-Limiter apresentado é relativo a cotação feita em janeiro de 2014. Os custos por inserto são de uma cotação feita em março de 2016, sendo necessário enviá-los ao fabricante após atuação para reparo e posterior devolução, deixando o equipamento fora de operação durante este intervalo de tempo. Atualmente o reparo é feito em uma unidade localizada na Alemanha.

Tabela D.2 – Sumário de Custos Relativos ao Is-Limiter.

Custo Is-Limiter em 2014 (€)	Custo Aproximado por Inserto em 2016 (€)
490.000,00	16.000,00