



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Rafael Eduardo Schneider Ristow

**Modelagem de Transformador de Corrente para Simulação de Transitórios
Eletromagnéticos em Altas Frequências**

Florianópolis
2021

Rafael Eduardo Schneider Ristow

**Modelagem de Transformador de Corrente para Simulação de Transitórios
Eletromagnéticos em Altas Frequências**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de
Santa Catarina para Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Mauricio Valencia Ferreira da Luz, Dr.

Florianópolis

2021

Ficha de identificação da obra

Ristow, Rafael Eduardo Schneider

Modelagem de Transformador de Corrente para Simulação de Transitórios Eletromagnéticos em Altas Frequências / Rafael Eduardo Schneider Ristow ; orientador, Mauricio Valencia Ferreira da Luz, 2021.

115 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Florianópolis, 2021.

Inclui referências.

1. Engenharia Elétrica. 2. Transformador de corrente. 3. Modelagem em altas frequências. 4. Admitância em função da frequência. 5. Manobras de chaves seccionadoras. I. da Luz, Mauricio Valencia Ferreira. II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. III. Título.

Rafael Eduardo Schneider Ristow

**Modelagem de Transformador de Corrente para Simulação de Transitórios
Eletromagnéticos em Altas Frequências**

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Gustavo Henrique da Costa Oliveira, Dr.
Universidade Federal do Paraná

Prof. Nelson Jhoe Batistela, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a versão **original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em Eletromagnetismo e Dispositivos Eletromagnéticos.

Prof. Telles Brunelli Lazzarin, Dr.
Coordenador do Programa de Pós-Graduação

Prof. Mauricio Valencia Ferreira da Luz, Dr.
Orientador

Florianópolis, 2021.

Dedico este trabalho às minhas filhas Rafaela e Sara (*in memoriam*), que me ensinam tanto sobre a beleza da vida.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus pela oportunidade de realizar este mestrado, onde me senti guiado nos desafios e soluções que me proporcionaram muito crescimento pessoal, profissional e intelectual.

À minha esposa Sinara pela paciência, apoio, acolhimento nas horas difíceis, compreensão por estar ausente ou incompleto em diversos momentos em família, e não me deixar desistir desse projeto no momento mais desafiador das nossas vidas. Estendo o agradecimento à minha filha Rafaela, por entender que eu não podia estar disponível para brincar em diversos momentos. Ambas lidaram de forma amorosa com meu ocasional mau humor e ansiedade.

À minha amada filha Sara, que nos encheu de alegria, proporcionou valiosos ensinamentos, e teve que voltar ao mundo espiritual mais cedo do que gostaríamos.

Aos meus pais pelo apoio e acolhimento nas conversas que tivemos. A eles sou imensamente agradecido por terem contribuído para minha formação de caráter e intelectual. Aos meus irmãos agradeço a presença em diversos momentos.

Ao Guilherme Reiser pela disponibilidade e prestatividade, e à Pfiffner do Brasil por disponibilizar o transformador de corrente, um instrumento de medição e as instalações da fábrica.

Ao professor Gustavo Henrique da Costa Oliveira pela disponibilidade e pelas valiosas contribuições e sugestões, e à UFPR por disponibilizar um instrumento para fazer as medições.

Ao colega e amigo Felipe Luis Probst pelas contribuições e dicas ao longo de todo o trabalho, ou simplesmente só por me ouvir. Ao colega e amigo Ricardo Antunes, por me dar o pontapé inicial ajudando-me a escolher um tema. Aos colegas do Setor de Estudos do Sistema de Transmissão da CGT Eletrosul, Miguel de Carli, Leonardo Grander e Orlando Rothstein pelas contribuições e discussões técnicas. Ao Ricardo Salengue, por permitir e encorajar a minha ausência do trabalho para cursar as disciplinas.

Ao meu orientador, professor Mauricio Valencia Ferreira da Luz, pelas contribuições ao trabalho, ensinamentos, conversas e acolhimento em alguns momentos mais delicados dessa jornada de anos.

RESUMO

As manobras de abertura e fechamento de chaves seccionadoras em subestações de extra alta tensão isoladas a ar produzem arco elétrico de baixas correntes, que se estabelece e extingue várias vezes até o ciclo da manobra se encerrar. A extinção e o restabelecimento do arco elétrico geram frentes de onda de elevada frequência e intensidade variável, dependente da distância entre os polos da chave seccionadora. Em diversos arranjos de subestação, o transformador de corrente se situa adjacente a uma chave seccionadora, o que o submete às frentes de onda decorrentes do arco elétrico com quase nenhum amortecimento. As simulações destes transitórios eletromagnéticos em programas do tipo EMTP-ATP permitem o detalhamento dos surtos de tensão e corrente às quais o transformador de corrente é submetido. Entretanto, para a obtenção de resultados confiáveis, é necessário realizar a correta modelagem dos componentes da subestação, principalmente do transformador de corrente. Por tratar-se de simulação de um fenômeno de alta frequência, os modelos devem ser adequados para frequências mais elevadas. Este trabalho tem como objetivo discorrer sobre diferentes modelos de transformadores de corrente de extra alta tensão para os fenômenos de alta frequência, como a abertura de chaves seccionadoras, bem como avaliar os impactos dos surtos de tensão e de corrente no transformador de corrente. Os modelos de transformador de corrente usados foram: PI, RLC e com o uso de Vector Fitting, onde aplicaram-se os métodos de obtenção dos parâmetros dos componentes que compõem os circuitos dos modelos. O transformador de corrente escolhido para ser modelado é um tipo top-core com tensão nominal de 550 kV. Realizaram-se medições de capacitância e fator de dissipação da isolação, bem como a medição da admitância em função da frequência, onde utilizaram-se cabos coaxiais com blindagem aterrada nas duas extremidades. Essas medições foram utilizadas para a obtenção dos valores dos parâmetros dos modelos. Por fim, simulou-se o evento de abertura da chave seccionadora em subestação isolada a ar com cada um dos três modelos. O arco elétrico foi modelado através de rotina na linguagem MODELS, em que as equações de Cassie e Mayr são calculadas a cada passo de simulação. Ocorrem diferenças nos resultados de simulação dependendo do modelo de transformador de corrente adotado. Os valores de tensão e de corrente de pico, bem como a frequência das oscilações diferem. Constatou-se que o modelo mais adequado é o que utiliza o método de Vector Fitting para obtenção do circuito que representa a admitância em função da frequência do transformador de corrente.

Palavras-chave: transformador de corrente; modelagem em altas frequências; EMTP-ATP; manobra de chave seccionadora isolada a ar; admitância em função da frequência.

ABSTRACT

The disconnecter switch operation in open air extra-high voltage substations produces low-current electric arcs, which are established and extinguished several times until the operation is completed. The extinction and reestablishment of the electric arc produce high-frequency surges with variable amplitude, which depends on the distance between contacts. In many substation layouts, the current transformer is located immediately next to the disconnecter switch, making it subject to the arcing surges with almost no damping. The simulation of these electromagnetic transients in EMTP-ATP-type software allows the detailing of the voltage and current surges that the current transformer is subject to. However, to achieve reliable results it is necessary to correctly model the substation components, mainly the current transformer. Because of the transient high-frequency nature, the models must be suitable for this frequency range. This work aims to discuss different models of extra high voltage current transformers for high-frequency phenomena, such as the opening of disconnect switches, as well as to evaluate the impacts of voltage and current surges in the current transformer. The current transformer models used were: PI, RLC, and one with the use of Vector Fitting, where the methods of obtaining the parameters of the components that make up the circuits of the models were applied. A 550 kV top core current transformer was chosen to be modeled. The admittance in a wide frequency range was measured, where shielded cables with both terminals grounded were used. Also, capacitance and dissipation factor tests were performed. These measurements were used to obtain the models. Finally, simulations of the disconnecter switch operation in an open-air substation were performed with each of the three models. The electric arc was modeled with the MODELS language. The work shows that different results are obtained with each model. The peak voltage and current values, and the oscillation frequency are different. It is shown that the most reliable model is the one that uses Vector Fitting to obtain the circuit that represents the measured admittance in the frequency domain of the current transformer.

Keywords: current transformer; high frequency modelling; EMTP-ATP; open air disconnecter switch operation; frequency domain admittance.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Esquema simplificado do funcionamento de um transformador de corrente.	23
Figura 3.2 – Configuração do número de enrolamentos primários na cabeça do transformador de corrente.	24
Figura 3.3 – Ilustração de diversos núcleos secundários.	24
Figura 3.4 – Transformadores de corrente do tipo <i>top core</i> de 550 kV (Esquerda) e 145 kV (Direita).	25
Figura 3.5 – Transformador de corrente do tipo <i>hair-pin</i> de 72,5 kV.	25
Figura 3.6 – Detalhes construtivos do projeto <i>top-core</i> ou núcleo invertido de um transformador de corrente.	26
Figura 3.7 – Detalhes construtivos do projeto <i>hair-pin, dead-tank</i> ou tanque morto de um transformador de corrente.	27
Figura 3.8 – Princípio de superposição de camadas de papel. 1-Tubo metálico. 2-Camada de papel. 3-Canal de óleo.	28
Figura 3.9 – Detalhes das camadas de papel na isolamento interior de um transformador de corrente tipo <i>top-core</i>	28
Figura 3.10 – Modela caixa cinza de (ELHAFFAR; LEHTONEN, 2007).	33
Figura 3.11 – Modelo caixa preta proposto por (WU; CUI, 2003).	34
Figura 3.12 – Circuito que modelo um polo conjugado da função racional (YUTONG, 2006).	34
Figura 3.13 – Classificação das sobretensões conforme (IEC, 2006).	36
Figura 3.14 – Vão central de um bay de 525 kV.	41
Figura 3.15 – Arco estabelecido em uma chave seccionadora.	43
Figura 3.16 – Abertura da chave seccionadora.	44
Figura 3.17 – Abertura da chave seccionadora. Detalhe do início da manobra.	45
Figura 3.18 – Abertura da chave seccionadora. Detalhe do fim da manobra.	45
Figura 3.19 – Fechamento da chave seccionadora.	46
Figura 3.20 – Fechamento da chave seccionadora. Detalhe do início da manobra.	46
Figura 3.21 – Fechamento da chave seccionadora. Detalhe do fim da manobra.	47
Figura 3.22 – Oscilografia da tensão durante o fechamento. Início (E) e fim do arco elétrico.	47
Figura 3.23 – Oscilografia da tensão durante a abertura. Início (E) e fim do arco elétrico.	48
Figura 3.24 – Geometria de linha de transmissão.	53

Figura 3.25 – Esquema de resolução do sistema modal.	54
Figura 4.1 – Circuito equivalente da isolamento no ensaio de fator de dissipação ($\text{tg } \delta$).	61
Figura 4.2 – Diagrama fasorial das correntes e tensão do ensaio de fator de dissipação ($\text{tg } \delta$).	61
Figura 4.3 – Ensaio de fator de dissipação e capacitância.	62
Figura 4.4 – Instrumento Keysight E5061B.	63
Figura 4.5 – Cordoalha do aterramento da blindagem do cabo coaxial.	64
Figura 4.6 – Detalhe da conexão da cordoalha.	65
Figura 4.7 – Magnitude da admitância medida.	66
Figura 4.8 – Ângulo da admitância medida.	66
Figura 4.9 – Comparação entre admitância puramente capacitiva e do transformador de corrente.	67
Figura 4.10 – Magnitude da admitância do transformador de corrente utilizada neste trabalho.	67
Figura 4.11 – Ângulo da admitância do transformador de corrente utilizada neste trabalho.	68
Figura 5.1 – Transformador de corrente modelado durante ensaio de fator de potência e capacitância.	70
Figura 5.2 – Desenho da placa do transformador de corrente modelado.	71
Figura 5.3 – Modelo PI.	71
Figura 5.4 – Valores obtidos através de ensaios ou cálculos.	74
Figura 5.5 – Comparação entre valores medidos e circuito PI – Terminal P1 à terra.	74
Figura 5.6 – Circuito do modelo RLC.	75
Figura 5.7 – Comparação dos valores medidos e circuito RLC – Módulo da admitância.	76
Figura 5.8 - Comparação dos valores medidos e circuito RLC – Ângulo da admitância.	76
Figura 5.9 – Comparação da magnitude da admitância dos valores medidos, ajustados e passivados para modelo que utiliza <i>Vector Fitting</i>	79
Figura 5.10 – Comparação do ângulo da admitância dos valores medidos, ajustados e passivados para o modelo que utiliza <i>Vector Fitting</i>	79
Figura 5.11 – Representação das funções racionais por elementos passivos.	81
Figura 5.12 – Comparação do módulo da admitância entre ATP e rotina <i>Vector Fitting</i> passivado.	83
Figura 5.13 – Comparação do ângulo da admitância entre ATP e rotina <i>Vector Fitting</i> passivado.	83
Figura 5.14 – Comparação do módulo da admitância entre os três modelos e a medição.	85

Figura 5.15 – Comparação do ângulo da admitância entre os três modelos e a medição.....	85
Figura 6.1 – Diagrama unifilar dos vãos representados da SE Londrina da CGT Eletrosul....	87
Figura 6.2 – Equipamentos manobrados do vão do Reator 1 da SE Londrina.....	87
Figura 6.3 – Representação gráfica dos resistores TACS e MODELS do arco elétrico.....	88
Figura 6.4 – Tensão entre os terminais da chave seccionadora - Tensão do arco elétrico.....	90
Figura 6.5 – Detalhe da tensão entre os terminais da chave seccionadora – Tensão do arco elétrico.....	90
Figura 6.6 – Tensão no terminal primário do transformador de corrente e em cada terminal da chave seccionadora.	92
Figura 6.7 – Corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	93
Figura 6.8 – Detalhe da primeira oscilação da tensão no terminal primário do transformador de corrente.....	93
Figura 6.9 – Primeiro pico da tensão no terminal primário do transformador de corrente.....	94
Figura 6.10 – Detalhe da primeira oscilação na corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	94
Figura 6.11 – Detalhe do primeiro pico da corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	95
Figura 6.12 – Tensão no terminal primário do transformador de corrente e em cada terminal da chave seccionadora.	97
Figura 6.13 – Corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	97
Figura 6.14 – Detalhe da primeira oscilação da tensão no terminal primário do transformador de corrente.	98
Figura 6.15 – Primeiro pico da tensão no terminal primário do transformador de corrente. ...	98
Figura 6.16 – Detalhe da primeira oscilação na corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	99
Figura 6.17 – Detalhe do primeiro pico da corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	99
Figura 6.18 – Tensão no terminal primário do transformador de corrente e em cada terminal da chave seccionadora.	101
Figura 6.19 – Corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	101
Figura 6.20 – Detalhe da primeira oscilação da tensão no terminal primário do transformador de corrente.	102
Figura 6.21 – Primeiro pico da tensão no terminal primário do transformador de corrente..	102

Figura 6.22 – Detalhe da primeira oscilação na corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	103
Figura 6.23 – Detalhe do primeiro pico da corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.	103
Figura 6.24 – Comparação entre os gráficos da tensão das simulações com cada modelo. ..	105
Figura 6.25 – Comparação entre os gráficos da tensão das simulações com cada modelo. ..	105
Figura 6.26 – Comparação entre os gráficos da tensão das simulações com cada modelo – Detalhe da primeira oscilação.....	106
Figura 6.27 – Comparação entre os gráficos da corrente das simulações com cada modelo.	107
Figura 6.28 – Comparação entre os gráficos da corrente das simulações com cada modelo...	107
Figura 6.29 – Comparação entre os gráficos da corrente das simulações com cada modelo – Detalhe da primeira oscilação.....	108

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Origem dos transitórios eletromagnéticos e frequências mais comuns associadas.	35
Tabela 3.2 – Classificação dos tipos de transitórios eletromagnéticos.....	37
Tabela 3.3 – Valores de capacitância dos equipamentos de subestação.....	56
Tabela 4.1 – Resultados do ensaio de fator de dissipação ($\text{tg } \delta$).....	61
Tabela 5.1 – Descrição dos parâmetros do modelo.....	72
Tabela 5.2 – Significado físico dos parâmetros.....	72
Tabela 5.3 – Parâmetros do modelo obtidos através de ensaio ou cálculos.....	73
Tabela 5.4 – Valores obtidos iterativamente para o circuito do modelo RLC.....	75
Tabela 5.5 – Opções da rotina Vector Fitting.....	78
Tabela 5.6 – Polos distribuídos automaticamente e resíduos.....	78
Tabela 5.7 – Valores dos componentes da rede elétrica passiva gerada pela rotina Vector Fitting.	82
Tabela 6.1 – Sequência de manobras para isolar o DJ 1102.....	87

LISTA DE SIGLAS

AGD	Análise de Gases Dissolvidos no Óleo
ANSI	American National Standards Institute
ATP	Alternative Transients Program
CS	Chave Seccionadora
DJ	Disjuntor
EAT	Extra Alta Tensão
EMTP	Electromagnetic Transients Program
EPRI	Electric Power Research Institute
GIS	Gas Insulated Substation
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
LT	Linha de Transmissão
RMG	Raio Médio Geométrico
SE	Subestação
SFMR	Surto de Frente Muito Rápida
TACS	Transient Analysis of Control System

LISTA DE SÍMBOLOS

a_n	Polo n da função racional
c_n	Resíduo n da função racional
C	Capacitância do isolamento do condutor primário à terra
\bar{C}	Capacitância do ramo de par imaginário no circuito do modelo Caixa Preta
C_0	Capacitância à terra no circuito do modelo Caixa Preta
d_{ij}	Distância entre o condutor i e o condutor j
δ	Ângulo entre a corrente total e a corrente capacitiva no ensaio de fator de dissipação
D_{ij}	Distância entre o condutor i e a imagem do condutor j
\mathbf{D}	Indução elétrica
ε_0	Permissividade elétrica do ar
G	Condutância do ramo de par imaginário no circuito do modelo Caixa Preta
G_{arco}	Condutância do arco elétrico
i	Corrente do arco elétrico
I_R	Corrente resistiva no ensaio de fator de dissipação
I_C	Corrente capacitiva no ensaio de fator de dissipação
L	Indutância parasita do enrolamento primário
\bar{L}	Indutância do ramo de par imaginário no circuito do modelo Caixa Preta
L_1	Indutância do ramo de polo real no circuito do modelo Caixa Preta
p_c	Profundidade de penetração no condutor
ρ	Resistividade do material
P	Potência do arco elétrico
P_m	Matriz de coeficientes de Maxwell
P_{perda}	Perda no arco elétrico
Q	Conteúdo de calor do arco elétrico
r	Resistência do enrolamento primário
r_c	Raio do condutor
R	Perdas em alta frequência do isolamento
\bar{R}	Resistência do ramo de par imaginário no circuito do modelo Caixa Preta
R_0	Resistência à terra no circuito do modelo Caixa Preta
R_1	Resistência do ramo de polo real no circuito do modelo Caixa Preta
R_{dc}	Resistência do condutor a baixas frequências
σ_c	Resistividade elétrica do material do condutor
u	Tensão do arco elétrico
μ	Permeabilidade magnética do material no modelo PI
μ_c	Permeabilidade magnética do condutor
T_I	Matriz de transformação modal das correntes
T_V	Matriz de transformação modal das tensões
\mathbf{v}	Vetor das tensões para cálculo da capacitância de linha de transmissão
v_{CS1}	Tensão do terminal da chave seccionadora conectado ao sistema
v_{CS2}	Tensão do terminal da chave seccionadora conectado ao transformador de corrente
v_{TC}	Tensão no terminal primário do transformador de corrente
ω	Frequência angular
X_i	Distância horizontal do condutor i
Y_i	Altura do condutor i
Y_{torre}	Altura da torre
Y_{flecha}	Flecha do vão
Z_{HF}	Impedância do condutor a altas frequências

Z_{ij} Impedância externa entre o condutor i e j
 Z_{int} Impedância interna do condutor

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	19
2	MOTIVAÇÃO E OBJETIVO	21
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
3.1	O TRANSFORMADOR DE CORRENTE.....	23
3.1.1	Princípio de funcionamento.....	23
3.1.2	Topologias de transformadores de corrente de alta tensão	24
3.1.3	Isolação.....	27
3.1.4	Modos de falha	29
3.1.5	Histórico de falhas	30
3.1.6	Tipos de modelos para transformadores de corrente	32
3.2	TIPOS DE TRANSITÓRIOS.....	35
3.2.1	Oscilações de baixa frequência.....	37
3.2.2	Sobretensões de frente lenta	38
3.2.3	Sobretensões de frente rápida	38
3.2.4	Sobretensões de frente muito rápida.....	39
3.3	MANOBRAS DE CHAVES SECCIONADORAS EM SUBESTAÇÕES ISOLADAS A AR 40	
3.3.1	Introdução às chaves seccionadoras.....	40
3.3.2	Arranjo físico das subestações de extra-alta tensão.....	41
3.3.3	Manobra de chaves seccionadoras	42
3.3.4	Comportamento do arco elétrico.....	48
3.4	MODELOS DOS COMPONENTES DA SUBESTAÇÃO	49
3.4.1	Barramentos e cabos aéreos	50
3.4.2	Demais equipamentos de subestação.....	55
3.5	VECTOR FITTING.....	56
4	MEDIÇÕES REALIZADAS COM O TRANSFORMADOR DE CORRENTE....	60

4.1	ENSAIO DE FATOR DE DISSIPACÃO E CAPACITÂNCIA	60
4.2	MEDIÇÃO DA ADMITÂNCIA EM UMA FAIXA DE FREQUÊNCIAS	62
5	MODELAGEM DO TRANSFORMADOR DE CORRENTE	69
5.1	O TRANSFORMADOR DE CORRENTE MODELADO	69
5.2	MODELO PI	71
5.3	MODELO RLC	75
5.4	MODELO QUE UTILIZA <i>VECTOR FITTING</i>	77
5.5	COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS	84
6	SIMULAÇÕES COM EMTP-ATP	86
6.1	CASO-BASE.....	86
6.2	DESCRIÇÃO DA MANOBRA	87
6.3	MODELAGEM DO ARCO ELÉTRICO POR MODELS	88
6.4	SIMULAÇÕES.....	89
6.4.1	Modelo PI.....	91
6.4.2	Modelo RLC.....	95
6.4.3	Modelo que utiliza <i>Vector Fitting</i>	100
6.4.4	Comparação entre as simulações.....	104
6.4.5	Comparação com o ensaio de múltiplos impulsos cortados	108
7	CONCLUSÕES.....	110
	REFERÊNCIAS.....	112

1 INTRODUÇÃO

Os transformadores de corrente são equipamentos fundamentais e presentes em grande quantidade nas instalações de transmissão e distribuição de energia mundiais. Eles são responsáveis pela conversão eletromagnética das correntes de valor elevado que circulam nos barramentos das subestações para valores mais baixos, adequados aos equipamentos de medição e proteção conectados aos terminais secundários (FILHO, 2005).

Recentemente no Brasil, houve casos de explosões de transformadores de corrente de 550 kV em subestações ao longo de todo o território. Pesquisas indicaram como provável causa a degradação da isolação decorrente do estresse dielétrico causado pelo arco elétrico formado nas manobras das chaves seccionadoras adjacentes aos transformadores de corrente (SPRESSOLA; MARTINS; DE ANDRADE, 2019).

Toda vez que o sistema elétrico sofre uma perturbação, seja por manobra de um disjuntor ou chave seccionadora, ou por descarga atmosférica seguida de uma falta, são gerados transitórios. A amplitude, a frequência e a duração são muito variadas e dependem da origem do fenômeno e das características do sistema. Na maioria das vezes, o cálculo analítico não é possível devido à complexidade da rede elétrica e/ou dos modelos utilizados. Então, utilizam-se os programas de transitórios eletromagnéticos no domínio do tempo, como o EMTP/ATP, para fazer a simulação do evento passo-a-passo no tempo.

Dentre os critérios para a obtenção de resultados confiáveis, é fundamental conhecer antecipadamente o tipo de fenômeno que se está analisando e os modelos disponíveis e mais adequados a serem utilizados, bem como o funcionamento do programa que realiza os cálculos.

Esta dissertação aborda o fenômeno de elevada frequência (da ordem de centenas de quilohertz a alguns mega-hertz) gerado pela abertura de chaves seccionadoras em subestações de 550 kV isoladas a ar e sua interação com o transformador de corrente adjacente. Estes equipamentos se situam fisicamente muito próximos, o que faz com que as formas de onda de frequência muito elevada geradas pelo arco elétrico da manobra de chaves seccionadoras praticamente não se atenuem ao chegarem no transformador de corrente.

Para a modelagem do transformador de corrente em altas frequências, utilizam-se três modelos, dois caixa-preta e um caixa-cinza, cujos parâmetros são obtidos por ensaio de capacitância e fator de dissipação, por equações analíticas e por medição da admitância no domínio da frequência. A rotina *Vector Fitting* é utilizada para o ajuste da admitância em uma soma de funções racionais para posterior conversão em componentes passivos para simulação no domínio do tempo. Os valores de admitância no domínio da frequência dos modelos são

comparados entre si para avaliação de qual é o modelo mais adequado para ser utilizado nas simulações, do ponto de vista de surto de elevada frequência.

Uma subestação de 525 kV isolada a ar é modelada no software EMTP-ATP para a simulação do fenômeno de abertura de chave seccionadora e sua interação com cada um dos modelos de transformador de corrente estudados. O arco elétrico foi modelado através da linguagem MODELS. Os resultados das simulações de cada modelo são apresentados e comparados entre si.

No Capítulo 2 são apresentados a motivação e o objetivo da pesquisa.

A revisão bibliográfica é apresentada no Capítulo 3, onde é abordado o funcionamento do transformador de corrente, seus modos e histórico de falhas. Também se analisa as manobras de chaves seccionadoras isoladas a ar, os tipos de transitórios eletromagnéticos, a modelagem dos componentes da subestação e a rotina *Vector Fitting*.

O Capítulo 4 expõe as medições realizadas com o transformador de corrente objeto deste estudo: ensaio de capacitância e fator de dissipação e medição da admitância no domínio da frequência.

No Capítulo 5 é tratado da modelagem do transformador de corrente com os três modelos utilizados neste estudo: PI, RLC e Caixa Preta por *Vector Fitting*.

No Capítulo 6 são apresentados os resultados das simulações de abertura de chave seccionadora em subestação de 525 kV isolada a ar, com cada um dos modelos de transformador de corrente estudados.

Por fim, o Capítulo 7 apresenta as conclusões finais e as sugestões para trabalhos futuros.

2 MOTIVAÇÃO E OBJETIVO

Recentemente, uma quantidade acima do normal de transformadores de corrente tem apresentado falhas, algumas com explosão, no Sistema Interligado Nacional. Conforme (DELGADO, 2018), no intervalo de 2012 a 2017, ocorreram 117 perturbações envolvendo tais equipamentos, sendo que, em 30 destas falhas, houve corte de carga, ou seja, um dano ainda maior foi ocasionado no sistema. Ainda segundo (DELGADO, 2018), os equipamentos tinham elevada vida útil restante, e todas as recomendações dos fabricantes foram seguidas, o que não evidenciou nenhum tipo de mau uso ou anormalidade. Em outros países, registraram-se grande número de falhas em transformadores de corrente que ocasionaram danos operacionais e econômicos severos ao sistema de potência, conforme é apresentado em (REYES, 2008). Em muitos casos houve diagnóstico da falha pela análise de gases dissolvido em óleo, uma prática que não é comum a todas as concessionárias de transmissão devido aos custos por desligamento associados.

Uma das causas que podem estar associadas às falhas nos transformadores de corrente é a manobra de chaves seccionadoras em subestações de extra alta tensão (SPRESSOLA; MARTINS; DE ANDRADE, 2019). O arco elétrico que é restabelecido e extinto seguidas vezes durante a manobra produz surtos de elevada amplitude e de frequência da ordem de centenas de kHz a MHz (RASHKES; ZILES, 1996). Como o transformador de corrente é instalado adjacente às chaves seccionadoras, ele recebe esse surto quase sem nenhum amortecimento, ocasionando um elevado estresse em sua isolação. O prognóstico da tensão no terminal primário do transformador de corrente e da corrente que fluirá pela isolação até à terra é feito por simulação computacional no domínio do tempo, como no software EMTP-ATP

Diante desse cenário, a motivação do trabalho originou-se da constatação de que não havia na literatura trabalhos em que são comparados modelos disponíveis para simulação no domínio do tempo de manobras de chaves seccionadoras para análise dos transitórios de altas frequências. Ainda, a motivação do trabalho também está relacionada ao estudo e análise do fenômeno de extinção e restabelecimento de arco elétrico em manobras de chaves seccionadoras em subestações de extra alta tensão isoladas a ar como causador de expressiva quantidade de falhas com explosões nos transformadores de corrente adjacentes. A escolha do software EMTP-ATP deveu-se pela experiência do autor no uso da ferramenta e por ser gratuito.

O objetivo geral do trabalho é demonstrar qual dos três modelos analisados é o mais adequado para a simulação das manobras de chaves seccionadoras com extinção e restabelecimento de arco elétrico.

Os objetivos específicos do trabalho são

- apresentar e implementar três tipos de modelos de transformador de corrente para altas frequências, sendo que um utiliza a técnica de *Vector Fitting* (GUSTAVSEN; SEMLYEN, 1999) para obtenção do modelo através da medição da admitância do equipamento no domínio da frequência;
- realizar ensaios necessários para a obtenção dos parâmetros dos modelos;
- definir, através de critérios específicos, qual é o modelo mais adequado;
- através de simulações no domínio do tempo no software EMTP-ATP:
 - avaliar a influência dos transitórios eletromagnéticos de frequência muito elevada nos transformadores de corrente em uma subestação de 525 kV;
 - comparar a diferença de resultados entre os três modelos analisados;
 - modelar a subestação em detalhes;
 - modelar o arco elétrico, gerado pela manobra de chave seccionadora, através de uma rotina computacional.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

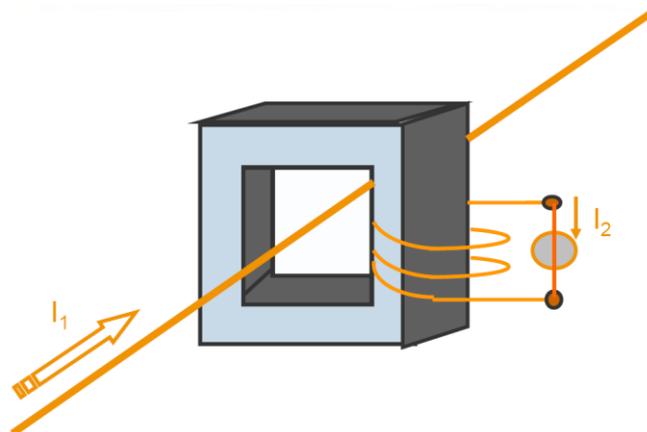
3.1 O TRANSFORMADOR DE CORRENTE

Nesta Seção serão apresentados o funcionamento do transformador de corrente, as topologias existentes no mercado, as características da isolação, histórico e tipos de falhas e os tipos de modelo conhecidos para simulação de transitórios eletromagnéticos.

3.1.1 Princípio de funcionamento

Os transformadores de corrente são equipamentos que permitem aos instrumentos de medição e proteção funcionarem adequadamente sem que seja necessário possuírem correntes nominais de acordo com a corrente de carga do circuito ao qual estão ligados (FILHO, 2005). Basicamente, o transformador de corrente (conforme ilustra a Figura 3.1) é constituído por um enrolamento primário de poucas espiras (às vezes somente uma) e enrolamentos secundários com mais espiras, de forma que a corrente nominal que circula nos enrolamentos secundários seja de 1 A ou 5 A.

Figura 3.1 – Esquema simplificado do funcionamento de um transformador de corrente.



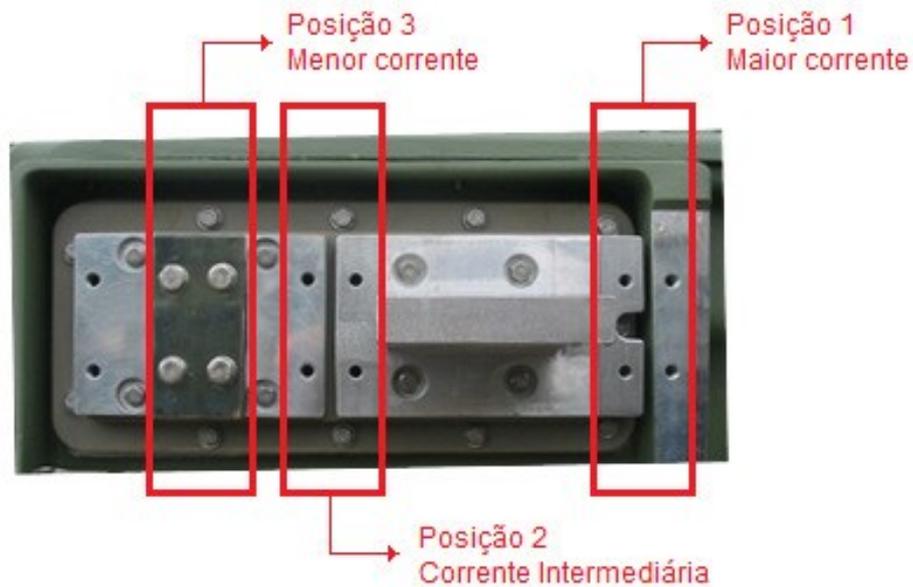
FONTE: Adaptado de (FILHO, 2005).

Através da conversão eletromagnética, a corrente do primário induz um campo magnético alternado nos núcleos secundários, que por sua vez induz as forças eletromotrizes nos enrolamentos associadas a cada um desses núcleos.

Normalmente, os equipamentos possuem de um até três espiras primárias, configuráveis pelo usuário, conforme Figura 3.2.

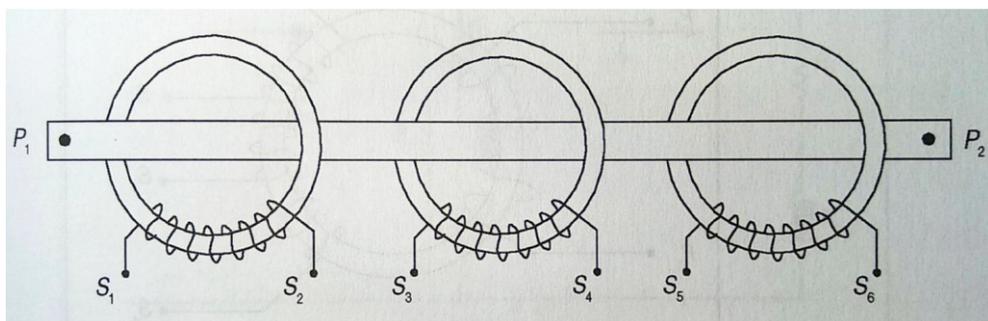
Os enrolamentos secundários são usualmente separados em núcleos distintos (Figura 3.3) com características diversas de projeto, a depender da função que o enrolamento secundário se destina, por exemplo, proteção ou medição. Os enrolamentos secundários normalmente também possuem uma ou mais derivações centrais.

Figura 3.2 – Configuração do número de enrolamentos primários na cabeça do transformador de corrente.



FONTE: Adaptado de (PFIFFNER, 2019).

Figura 3.3 – Ilustração de diversos núcleos secundários.



FONTE: Adaptado de (FILHO, 2005).

3.1.2 Topologias de transformadores de corrente de alta tensão

Os tipos mais comuns de topologia de transformadores de corrente de alta tensão são:

- *Top Core* ou tipo invertido (Figura 3.4);

- *Hair-pin, dead-tank* ou tanque morto (Figura 3.5);
- *Eye-bolt* ou cascata.

Figura 3.4 – Transformadores de corrente do tipo *top core* de 550 kV (Esquerda) e 145 kV (Direita).



FONTE: Adaptado de (PFIFFNER, 2019).

Figura 3.5 – Transformador de corrente do tipo *hair-pin* de 72,5 kV.

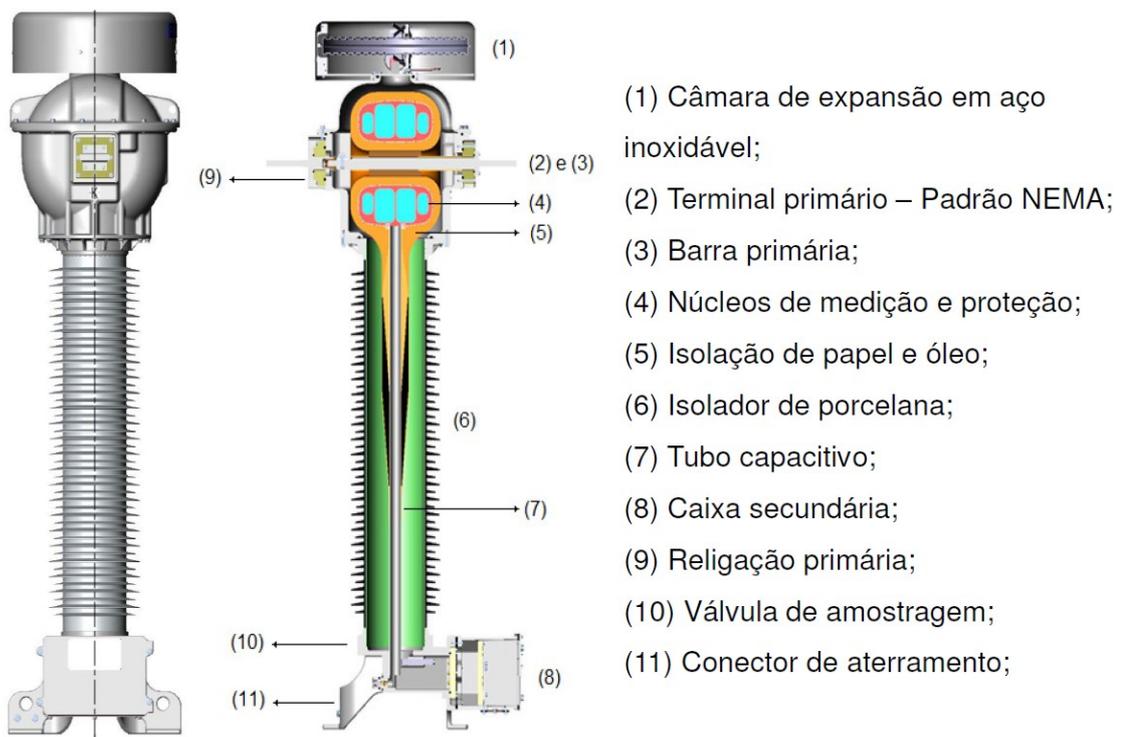


FONTE: Adaptado de (PFIFFNER, 2019).

No projeto *top-core*, ilustrado na Figura 3.6, os núcleos ficam na parte superior do equipamento, com potencial nominal, não sendo necessário levar o enrolamento primário próximo da caixa secundária, com potencial nulo. Neste caso, um tubo capacitivo com isolamento progressivo leva os terminais dos enrolamentos secundários até a caixa secundária.

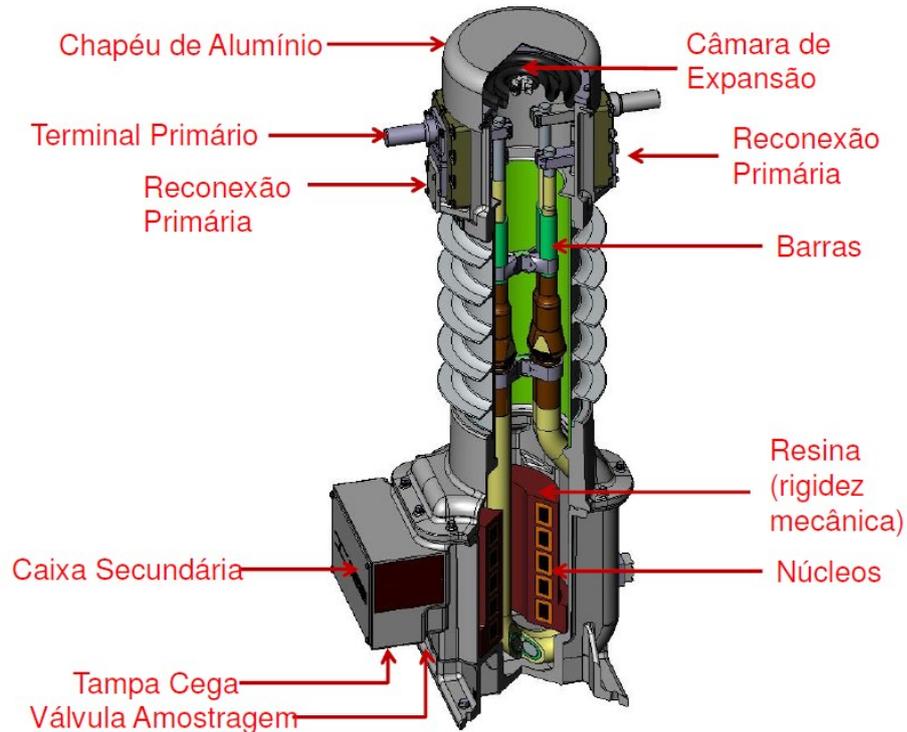
Já na topologia *hair-pin*, apresentada na Figura 3.7, o potencial nominal do equipamento é levado para próximo da caixa secundária através do enrolamento primário, formando uma espécie de grampo de cabelo (tradução literal de *hair-pin*). Os núcleos ficam na parte inferior. Atualmente, essa topologia é usualmente mais encontrada apenas em tensões mais reduzidas, como por exemplo em 72,5 kV.

Figura 3.6 – Detalhes construtivos do projeto *top-core* ou núcleo invertido de um transformador de corrente.



FONTE: Adaptado de (PFIFFNER, 2019).

Figura 3.7 – Detalhes construtivos do projeto *hair-pin, dead-tank* ou tanque morto de um transformador de corrente.



FONTE: Adaptado de (PFIFFNER, 2019).

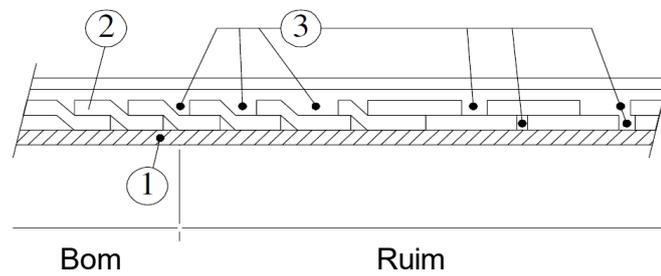
3.1.3 Isolação

Conforme (STUDY COMMITTEE A3, 2009), a isolação dos transformadores de corrente pode ser classificada como isolação externa e interna.

A isolação externa é composta pela porcelana, que também é responsável pela resistência mecânica (por exemplo, a pressão do óleo e esforços mecânicos durante a manipulação do equipamento) e solicitações dielétricas externas ao equipamento, como surtos de manobra.

A isolação interna é tradicionalmente composta pela composição papel-óleo. O papel é colocado superposto, por folhas, e posteriormente impregnado com óleo isolante. A rigidez dielétrica perpendicular ao plano do papel é relativamente elevada em relação a rigidez dielétrica dos canais de óleo longitudinais ao plano do papel. Portanto, é importante que as diferentes camadas de papel sejam enroladas com superposição suficiente para evitar canais de óleo contínuos, conforme ilustra a Figura 3.8.

Figura 3.8 – Princípio de superposição de camadas de papel. 1-Tubo metálico. 2-Camada de papel. 3-Canal de óleo.

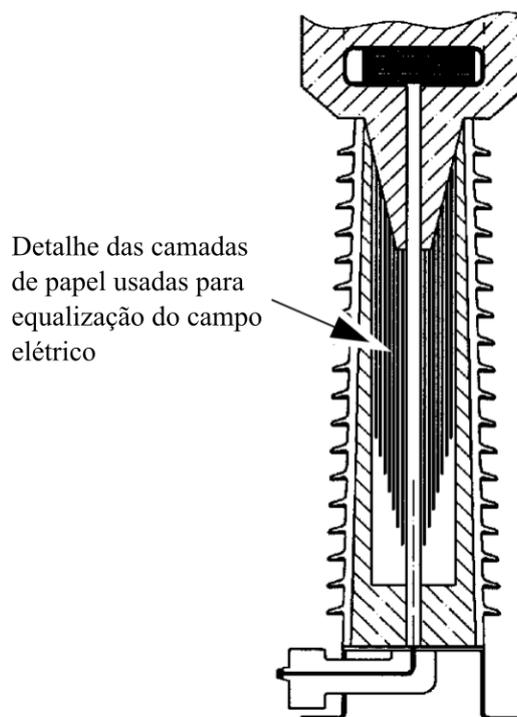


FONTE: Adaptado de (STUDY COMMITTEE A3, 2009).

O maior objetivo é fazer com que a distribuição de tensão ao longo da isolação de papel-óleo, em qualquer ponto dentro, no meio ou fora, mantenha-se constante, sem pontos de pico muito elevados. Isso é para evitar valores de campo elétrico muito elevados, que podem levar ao rompimento do dielétrico e ao conseqüente centelhamento e falha do equipamento.

A forma como o papel é disposto faz com que o perfil do campo elétrico em regime permanente fique quase linear, discretizado pelo número de camadas de papel, conforme ilustra a Figura 3.9.

Figura 3.9 – Detalhes das camadas de papel na isolação interior de um transformador de corrente tipo *top-core*.



FONTE: Adaptado de (STUDY COMMITTEE A3, 2009).

3.1.4 Modos de falha

Ao longo do tempo, a conceituação dos tipos de falha mudou conforme as pesquisas a nível mundial foram executadas. Na primeira pesquisa (WORKING GROUP 23-07, 1990), de 1970 a 1986, as falhas foram consideradas quaisquer eventos em que o equipamento teve que ser tirado de operação. Foram divididas em dois tipos: falhas violentas e falhas não-violentas. Na segunda pesquisa (STUDY COMMITTEE A3, 2009), de 1985 a 1995, foram considerados três tipos de falhas: falhas importantes, que são explosões; falhas menores, que são problemas que causam retirada imediata de operação, mas não causa explosão, como por exemplo, vazamento de óleo; defeitos, que são pequenas falhas cuja intervenção pode ser programada.

Na terceira e última pesquisa (WORKING GROUP A3.06, 2012), utilizou-se a conceituação da norma de disjuntores IEC 60694 (IEC, 1996) (posteriormente substituída pela atual IEC 62271-1 (IEC, 2017)), pois outros tipos de equipamentos foram também incluídos em uma ampla pesquisa. Nas Seções 3.1.4.1 e 3.1.4.2 são apresentados os dois modos de falha considerados.

3.1.4.1 Falha Importante

Uma falha importante resulta em uma mudança imediata das condições de operação, pois o sistema de proteção atuará para remover a falta, ou resulta em remoção de serviço imediata do equipamento em até 30 minutos (WORKING GROUP A3.06, 2012). Fogo e explosões são um subgrupo das falhas importantes, mas, por tratar-se de eventos violentos, são classificados como um item separado para facilitar a análise de dados posterior.

3.1.4.2 Falha menor

Falha do equipamento que não seja uma falha importante, ou qualquer falha, mesmo que completa, de um elemento construtivo do equipamento que não ocasione uma falha importante (WORKING GROUP A3.06, 2012).

3.1.5 Histórico de falhas

Nos anos 1970, investigou-se a degradação da isolamento papel-óleo dos transformadores de corrente devido à aplicação constante da tensão do sistema sobre as imperfeições da isolamento destes equipamentos, como folgas, amassados e partes contaminadas ou mal impregnadas (GORLINI; MOSCA; TELLARINI, 1976). Os trabalhos propiciaram melhorias e diversificação dos ensaios, o que forçou os fabricantes a aperfeiçoarem os projetos para ficarem em conformidade com as normas técnicas internacionais. Entretanto, mesmo com pesquisas que já estudavam o fenômeno dos surtos de alta frequência na isolamento dos equipamentos, inclusive os produzidos por manobras de chaves seccionadoras (BOEHNE, 1965), considerou-se que isto não influenciava na degradação da isolamento.

Em 1985, o grupo de trabalho WG 23.07 do Cigré foi constituído para investigar certos incidentes isolados, muitos com explosões, de transformadores de instrumentos que vinham ocorrendo no mundo, em algumas instalações. Julgou-se muito importante identificar a causa e quais soluções poderiam ser propostas, e se esses incidentes tenderiam a se manterem isolados ou estavam se tornando mais gerais. Ainda, foi avaliado se ações deveriam ser tomadas para revisar os projetos, ensaios e procedimentos da época (WORKING GROUP 23-07, 1990). Em paralelo, outros estudos e análises foram empreendidos no mundo. Em (ARMANINI, 1985; BOYLE; CUMMINGS; ARP, 1988), analisou-se a degradação da isolamento dos transformadores de corrente de alta-tensão decorrentes de surtos de frequência muito elevada, que estavam levando os equipamentos a explodirem.

Em (WORKING GROUP 23-07, 1990), o grupo de trabalho do Cigré fez extensa pesquisa de falhas de transformadores de instrumento ocorridas nas décadas de 1970 e 80, onde mais de 56.000 transformadores de corrente foram avaliados. Uma falha foi caracterizada quando o equipamento deve ser retirado de operação, e foi classificada em dois grupos: “falha violenta” e “falha não-violenta”. Analisaram-se 864 relatórios de agentes de diversos países. Variando de 13% a 30%, os surtos atmosféricos, que são da família dos surtos de alta frequência, foram classificados como a causa conhecida mais comum de falha violenta.

Também em (WORKING GROUP 23-07, 1990) foi pela primeira vez estudado o ensaio de múltiplos impulsos cortados (inicialmente 300), com posterior análise dos gases dissolvidos no óleo (AGD).

Em 1992, o EPRI realizou um workshop sobre Falhas em Transformadores de Instrumento de Alta Tensão (EPRI, 1992). Como conclusão dos estudos de caso apresentados, evidenciou-se a necessidade da correta e rotineira execução do ensaio de fator de potência dos

equipamentos. É feita menção ao grupo de trabalho do Cigré e sua brochura publicada (WORKING GROUP 23-07, 1990), porém, apenas uma apresentação deu destaque à questão dos surtos de alta frequência, de maneira superficial.

Novo relatório do EPRI sobre falhas em transformadores de instrumentos foi publicado em 1999 (EPRI, 1999). Nele são relatados os resultados de ensaios coordenados para prever falha de transformadores de instrumento em serviço. A formação de gás e a alteração do fator de potência da isolação são identificados como marcadores de falha.

Em 2009, a brochura 394 do Cigré apresenta nova pesquisa mundial sobre falhas em transformadores de instrumento. Foram pesquisados 60.339 transformadores de corrente com isolamento papel-óleo, quantidade semelhante à da primeira pesquisa de 1990. A brochura menciona o centelhamento de seccionadores durante operações de abertura e fechamento como causa de degradação progressiva e falha de transformadores de instrumento, podendo também afetar os circuitos conectados nos terminais secundários, bem como apresenta o ensaio de Múltiplos Impulsos Cortados como maneira de verificar o projeto do equipamento para este tipo de estresse dielétrico, com número de aplicações entre 100 e 600. Além disso, a brochura contém orientações sobre projeto de isolamento de transformadores de corrente, como telas de equalização de potencial para que haja bom desempenho em relação a surtos de frente muito rápida. Nessa pesquisa, surtos atmosféricos foram responsáveis por 8,4% das falhas importantes em transformadores de corrente.

Em 2012, a brochura 512 apresenta a terceira pesquisa mundial do Cigré. As descargas elétricas foram responsáveis por falhas importantes em 7,8% dos casos em transformadores de corrente.

Em termos de normas técnicas, em 1996 a nova versão da Norma IEC 60044-1, pela primeira vez em norma, contempla em um anexo o ensaio de múltiplos impulsos de onda cortada com análise cromatográfica dos gases. A nova versão dessa norma, IEC 61969-1 de 2007, estabelece o mesmo procedimento com 600 ondas e avaliação do desempenho com AGD, antes e após os ensaios dielétricos. A Norma ANSI/IEEE C57.13.5 também estabelece procedimento parecido para o ensaio de múltiplas ondas de impulso.

Recentemente, no Brasil, e acima do índice estatístico normal, houve algumas falhas com explosões de determinado modelo de transformador de corrente de 550 kV, o que chamou a atenção de todos os fabricantes para o fenômeno de surtos muito rápidos decorrentes de abertura de chaves seccionadoras.

3.1.6 Tipos de modelos para transformadores de corrente

Na literatura, encontram-se três tipos de modelos para transformadores de corrente para utilização em estudos de transitórios eletromagnéticos de alta frequência:

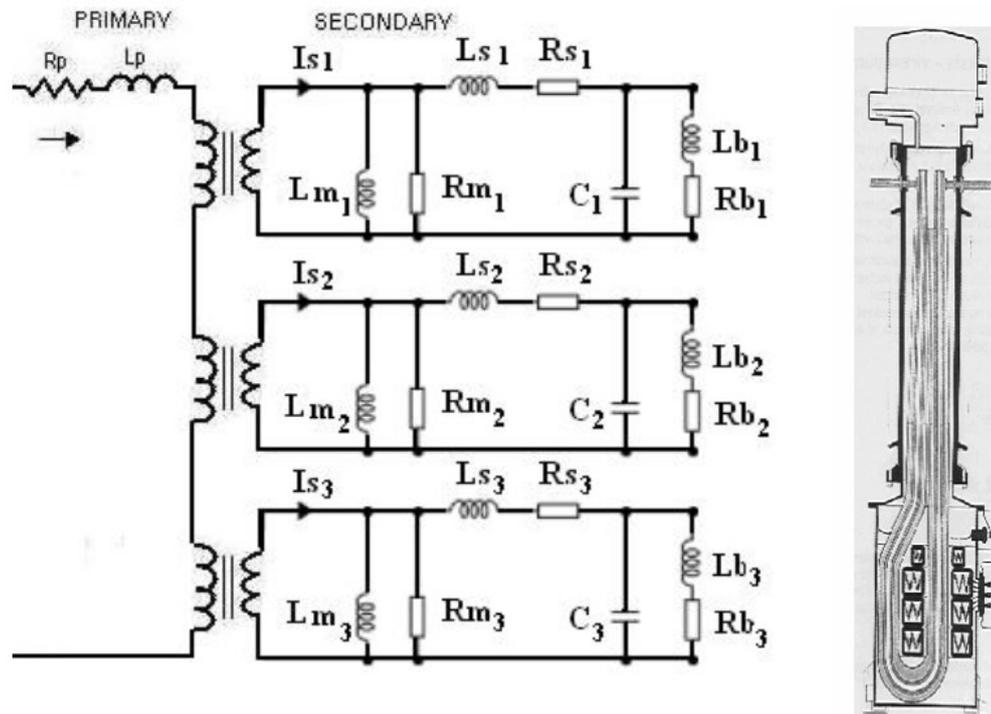
- Caixa branca (*white box*) – Cada componente do circuito equivalente tem uma associação física com o aspecto construtivo do equipamento. Geralmente se utiliza o método de elementos finitos para a extração dos valores dos parâmetros do circuito representativo. Assim, há necessidade de se ter as informações de toda a geometria do equipamento e dos materiais usados para sua fabricação.
- Caixa cinza (*grey box*) – A partir de um circuito com limitada relação com a construção do equipamento, realizam-se ensaios para obtenção dos parâmetros dos componentes do circuito equivalente.
- Caixa preta (*black box*) – Não possui nenhuma relação com o aspecto construtivo do equipamento. É composto por um sistema com entradas e saídas cuja resposta atende ao comportamento do equipamento frente a determinado sinal.

Este trabalho fará a modelagem de dois modelos caixa preta e um caixa cinza, que serão apresentados em detalhes no Capítulo 5.

Um modelo tipo caixa branca é apresentado em (POULICHET; COSTA; LABOURE, 2003), onde se utiliza o método de elementos finitos para a obtenção dos valores dos parâmetros do circuito do modelo.

Um modelo caixa cinza é apresentado em (ELHAFFAR; LEHTONEN, 2007) e ilustrado na Figura 3.10. Ele serve tanto para altas como baixas frequências. Os componentes R_P e L_P representam a resistência e indutância do enrolamento primário do transformador de corrente, respectivamente. Os componentes L_{m1} , L_{m2} e L_{m3} representam a indutância de magnetização dos três núcleos dos secundários, enquanto R_{m1} , R_{m2} e R_{m3} representam as suas perdas. Os componentes L_{S1} , L_{S2} e L_{S3} indicam a indutância dos enrolamentos secundários, enquanto que R_{S1} , R_{S2} e R_{S3} representam a resistência. A carga conectada nos enrolamentos secundários é representada pelos componentes L_{B1} , L_{B2} , L_{B3} , R_{B1} , R_{B2} e R_{B3} . As capacitâncias são obtidas aplicando um impulso nos terminais secundários e ajustando os parâmetros $C1$, $C2$ e $C3$ para a resposta do circuito se adequar à medida.

Figura 3.10 – Modelo caixa cinza de (ELHAFFAR; LEHTONEN, 2007).



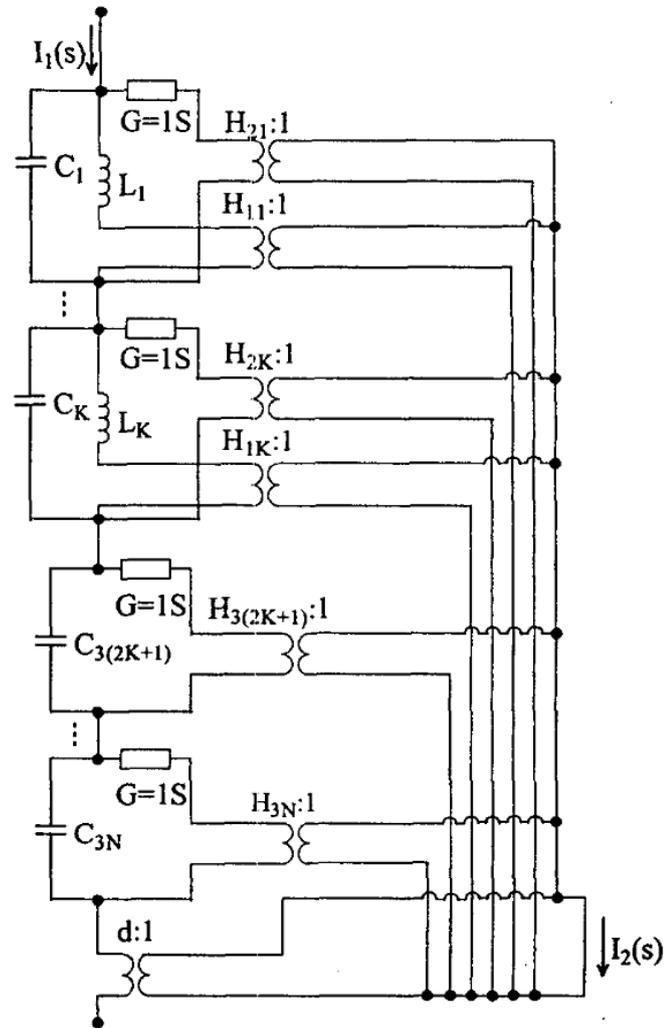
FONTE: Adaptado de (ELHAFFAR; LEHTONEN, 2007).

Em (ELHAFFAR; LEHTONEN, 2007), além do modelo caixa cinza, é proposto também um modelo caixa preta, em que a resposta em frequência é ajustada para uma função de transferência através de uma ferramenta de Matlab.

Em (WU; CUI, 2003), a medição da resposta em frequência da característica de transferência é utilizada para o cálculo de funções racionais, cujos polos e resíduos serão utilizados para a síntese de um circuito semelhante ao ilustrado na Figura 3.11, com o objetivo de simular a influência dos surtos de frente rápida nos circuitos secundários. Os parâmetros C , L e G são calculados a partir do valor dos polos e resíduos da função racional. A corrente I_2 do secundário do transformador de corrente será então obtida através de simulação da corrente I_1 incidente no terminal primário.

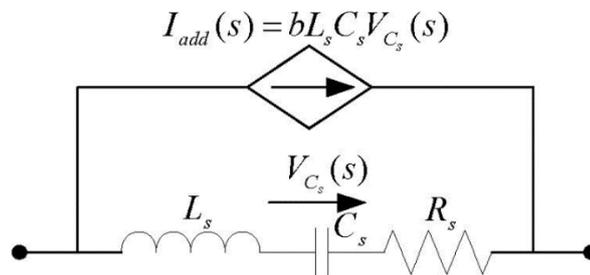
Em (YUTONG, 2006) é feita a medição dos parâmetros “S” do transformador de corrente, os valores são transformados em admitância e então se aplica a rotina *Vector Fitting* (GUSTAVSEN; SEMLYEN, 1999) para a obtenção da função racional cuja resposta em frequência se aproxima da medida. O modelo é composto por elementos semelhantes ao ilustrado na Figura 3.12 para cada polo conjugado da função racional calculada. Os parâmetros L_s , R_s , C_s e b são calculados a partir dos polos e zeros da função racional calculada.

Figura 3.11 – Modelo caixa preta proposto por (WU; CUI, 2003).



FONTE: Adaptado de (WU; CUI, 2003).

Figura 3.12 – Circuito que modelo um polo conjugado da função racional (YUTONG, 2006).



FONTE: Adaptado de (YUTONG, 2006).

3.2 TIPOS DE TRANSITÓRIOS

Os transitórios em sistemas de potência podem ser de frequência menores de 1 Hz até algumas dezenas de MHz, a depender do fenômeno estudado. Para frequências acima da frequência do sistema, geralmente estão associados apenas fenômenos eletromagnéticos. Para frequências mais baixas, geralmente também estão presentes os transitórios eletromecânicos e controles das máquinas rotativas.

A Tabela 3.1 apresenta a origem de alguns fenômenos geradores de transitórios eletromagnéticos e as frequências tipicamente associadas.

Tabela 3.1 – Origem dos transitórios eletromagnéticos e frequências mais comuns associadas.

Origem	Faixa de frequências
Energização de transformadores Ferroressonância	(CC) 0,1 Hz a 1 kHz
Rejeição de carga	0,1 Hz a 3 kHz
Energização de linha de transmissão	50/60 Hz a 20 kHz
Religamento de linha de transmissão	(CC) 50/60 Hz a 20 kHz
Tensão de restabelecimento transitória: Falta terminal Falta quilométrica (a poucos quilômetros da SE)	50/60 Hz a 20 kHz 50/60 Hz a 100 kHz
Múltiplas reignições do disjuntor	10 kHz a 1 MHz
Surto atmosférico	10 kHz a 3 MHz
Abertura de chave seccionadora (single restrike) e faltas em GIS	100 kHz a 50 MHz

FONTE: Adaptada de (STUDY COMMITTEE 33, 1990) e (MARTINEZ-VELASCO, 2010).

Para a correta modelagem dos componentes do sistema elétrico (por exemplo equipamentos e linhas de transmissão) é necessário conhecer o fenômeno a ser estudado e quais formas de onda são esperadas na simulação. Isso se dá porque alguns parâmetros dos modelos se tornam mais importantes que outros conforme as derivadas temporais das Equações de Maxwell vão resultando em valores mais elevados.

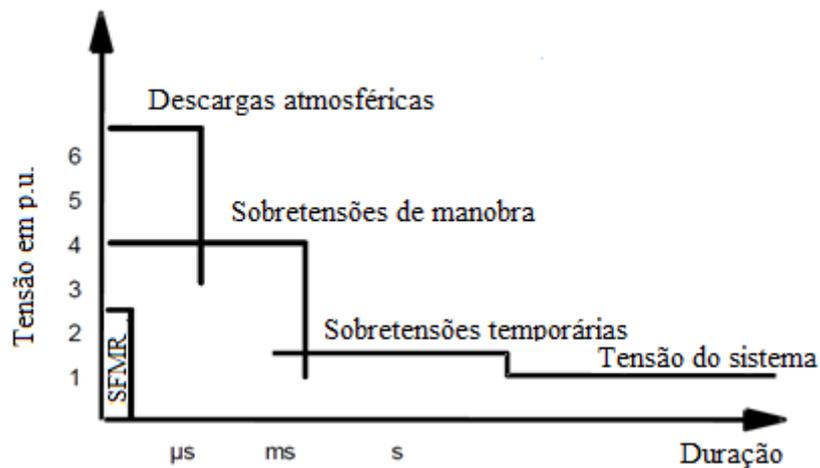
A Norma IEC 60071 (IEC, 2006), para fins de normalização das formas de onda dos testes dielétricos, classifica-as em "baixa frequência" (*low frequency*) para senóides de 10 Hz a 500 Hz, e "transitórios" (*transient*) para as formas de onda típicas de transitórios eletromagnéticos, que são divididas ainda em "frente lenta" (*slow-front*), "frente rápida" (*fast-front*) e "frente muito rápida" (*very-fast-front*). Para cada classificação, com exceção da "frente

muito rápida", há uma forma de onda normalizada para os testes dielétricos nos equipamentos cobertos pela norma.

Em (D'AJUZ, 1987), onde é dado enfoque nos transitórios de subestações isoladas a ar, os fenômenos são divididos de acordo com os tipos de sobretensões produzidas: sobretensão temporária, sobretensão de manobra e sobretensão atmosférica.

Atualmente, nos estudos de transitórios eletromagnéticos, os fenômenos são tipicamente divididos em quatro faixas de frequência (IEEE PES, 2009; MARTINEZ-VELASCO, 2010; STUDY COMMITTEE 33, 1990). Para cada uma dessas faixas de frequência é recomendada a utilização de um tipo de modelo para cada equipamento da subestação. A Figura 3.13 e a Tabela 3.2 ilustram essa classificação, onde SFMR significa surtos de frente muito rápida.

Figura 3.13 – Classificação das sobretensões conforme (IEC, 2006).



FONTE: Adaptado de (IEC, 2006).

Tabela 3.2 – Classificação dos tipos de transitórios eletromagnéticos.

Faixa de Frequências	Forma de onda	Eventos típicos
0,1 Hz a 3 kHz	Oscilações de baixa frequência (ou sobretensões temporárias)	Oscilações torcionais, vibração de pá de turbina e ferrorressonância
50/60 Hz a 20 kHz	Sobretensões de frente lenta (ou Sobretensões de manobra)	Energização e religamento de LTs, rejeição de carga e energização de transformadores
10 kHz a 3 MHz	Sobretensões de frente rápida (ou Sobretensões de surto atmosférico)	Surto atmosféricos e reatância de disjuntores
100 kHz a 50 MHz	Sobretensões de frente muito rápida	Abertura de chave seccionadora e faltas em GIS

Dependendo do nível de tensão, os estudos elétricos para cada faixa de frequência se tornam menos ou mais relevantes. Por exemplo, para tensões até 245 kV, surtos de frente lenta geralmente são de importância reduzida, pois os surtos atmosféricos produzem valores mais elevados de sobretensão. Entretanto, para tensões mais altas, os surtos de frente lenta ganham importância, pois os valores obtidos podem ser superiores aos de surtos atmosféricos. Os estudos das sobretensões temporárias são importantes para todos os níveis de tensão.

Nas Seções 3.2.1 a 3.2.4 é feito um detalhamento de cada classificação de sobretensão apresentada.

3.2.1 Oscilações de baixa frequência

As oscilações de baixa frequência podem envolver transitórios eletromecânicos e controles de máquinas elétricas, e estão associadas às sobretensões temporárias (até 1-3 kHz) e interações torcionais entre gerador e turbina (IEEE PES, 2009).

Como o enfoque desta dissertação não é em oscilações de baixa frequência, apenas será apresentada a lista abaixo com alguns tipos de estudos que são realizados nessa faixa de frequência.

- Oscilações torcionais (5 a 120 Hz);
- Vibração de pá de turbina (90 a 250 Hz);
- Interações entre controladores (10 a 30 Hz);
- Ressonância e interações harmônicas (60 a 600 Hz);
- Ferrorressonância (1 a 1000 Hz).

3.2.2 Sobretensões de frente lenta

As sobretensões de frente lenta também são chamadas de transitórias de manobra, pois são originadas da manobra de disjuntores e chaves em subestações. Nesta faixa de frequência estão incluídas as manobras de energização de linhas de transmissão, cabos, transformadores, reatores e banco de capacitores, e manobras de desenergização, como abertura de faltas e rejeição de carga (IEEE PES, 2009).

Devido à complexidade do cálculo analítico das sobretensões com toda a rede modelada, os estudos são conduzidos no domínio do tempo com uma ferramenta digital para os cálculos de transitórios eletromagnéticos, como por exemplo o EMTP/ATP. Os resultados são fundamentais para a determinação das sobretensões nos equipamentos e barramentos da subestação (coordenação de isolamento) e são muito importantes na especificação de disjuntores, para-raios e na verificação da eficácia de dispositivos mitigadores de transitórios.

Os efeitos das sobretensões de manobra no isolamento são substancialmente diferentes daqueles impostos pelas sobretensões temporárias, uma vez que atingem valores bem mais elevados e por esta razão são um fator determinante no projeto econômico dos sistemas elétricos, tanto dos equipamentos de subestações como de linhas de transmissão (D'AJUZ, 1987). Para níveis de tensão de Extra Alta Tensão (EAT), ou seja, 500 kV ou mais, essa preponderância das sobretensões de manobra é ainda maior.

Nas simulações, os instantes de manobra dos disjuntores geralmente são determinados com uma distribuição estatística normal ou gaussiana com desvio padrão baseado nas características do disjuntor. Geralmente são realizadas de 100 a 300 simulações.

A modelagem da rede para este tipo de transitório envolve principalmente os transformadores, linhas de transmissão, banco de reatores e capacitores numa certa vizinhança do ponto de interesse e não requer detalhamento dos barramentos, pórticos e cabos dentro das subestações. Os geradores são representados apenas pela impedância subsíncrona e uma fonte ideal. O resto do sistema elétrico é modelado por equivalentes de Thévenin.

3.2.3 Sobretensões de frente rápida

As sobretensões de frente rápida são comumente chamadas de sobretensões de surto atmosférico por ser este o fenômeno mais usual para esta classificação de oscilação.

As sobretensões assim originadas são, na sua grande parte, suficientemente elevadas para provocar falhas nos isolamentos, sejam de linhas de transmissão como de equipamentos

nas subestações, com a conseqüente perda de continuidade no atendimento aos consumidores (D'AJUZ, 1987). Entretanto, conforme a tensão nominal fica mais elevada, menos importante se tornam as solicitações de surto atmosférico, pois as sobretensões de manobra são as maiores causas de falha (NOLASCO; JARDINI; RIBEIRO, 2010).

Alguns tipos de manobra também podem provocar sobretensões de frente rápida, como é o caso da reignição do disjuntor após a abertura de reatores e de transformadores a vazio, as chamadas aberturas de pequenas correntes indutivas.

A interrupção de pequenas correntes indutivas em reatores impõe um estresse dielétrico e mecânico não apenas no disjuntor, mas especialmente nos equipamentos manobrados. Há ainda um efeito cumulativo de estresse mecânico se as manobras forem muito frequentes (ROCHA; MENDES, 2006). É muito comum os reatores em derivação serem manobrados duas vezes por dia ou até mais, conforme o controle de potência reativa do sistema elétrico. Para tensões nominais acima de 245 kV, a interrupção prematura da corrente (ou corte de corrente) devido à instabilidade do arco elétrico acarreta sobretensões muito severas sobre o disjuntor e o equipamento manobrado (PEELO; SUNGA; SMEETS, 2008).

Nos estudos para avaliar o impacto do transitório sobre os equipamentos da subestação, a modelagem da rede é focada somente na subestação, pois a frente de onda é totalmente amortecida ao percorrer as linhas de transmissão. Os barramentos, cabos, pedestais, transformadores de instrumentos e chaves seccionadoras são levadas em consideração, e as distâncias são importantes.

Nessa faixa de frequência é fundamental considerar a modelagem com perdas e com parâmetros que variam com a frequência para as linhas de transmissão, barramentos e cabos.

3.2.4 Sobretensões de frente muito rápida

Objeto desta dissertação, as sobretensões de frente muito rápida são as de frequências mais elevadas nos estudos de transitórios eletromagnéticos. Os componentes do sistema elétrico devem ser modelados para frequências de 100 kHz até 50 MHz (STUDY COMMITTEE 33, 1990).

Esse tipo de sobretensão surge dentro de uma Subestação Isolada a Gás (*Gas Insulated Substation - GIS*), geralmente decorrente da manobra de chave seccionadora, mas que também podem surgir em decorrência de uma falta ou até manobra de disjuntor. Nas subestações isoladas a ar, surge na manobra das chaves seccionadoras. Os valores de pico do surto

geralmente ficam entre 1,5 a 2,5 pu da tensão nominal, e o tempo de subida é da ordem de dezenas de nanossegundos a alguns microssegundos.

A propagação do surto de frente muito rápida pode ocasionar ruptura de dielétrico dentro da GIS. Entretanto, um elevado número de ocorrências de falhas em equipamentos adjacentes à GIS, como transformadores, já foram verificadas na prática das concessionárias de energia elétrica (IEEE PES, 2009).

Ainda, em subestações isoladas ar, os equipamentos adjacentes às chaves seccionadoras, como os transformadores de corrente, são submetidos ao estresse dielétrico decorrente desse tipo de transitório.

3.3 MANOBRAS DE CHAVES SECCIONADORAS EM SUBESTAÇÕES ISOLADAS A AR

Nesta Seção serão apresentadas as características das chaves seccionadoras, seu posicionamento nas subestações isoladas a ar e uma descrição do comportamento da tensão e do arco elétrico durante a sua manobra.

3.3.1 Introdução às chaves seccionadoras

As chaves seccionadoras são equipamentos utilizados em sistemas de potência de alta-tensão para a função de isolamento visual e elétrico de parte da subestação. Isso se dá geralmente de duas formas (PEELO; SUNGA; SMEETS, 2008) (D'AJUZ, 1987):

- Necessidade e flexibilidade operativa. Por exemplo, transferência de barra ou desenergização de um reator shunt após a abertura do disjuntor;
- Manutenção de algum equipamento na área desenergizada.

As chaves seccionadoras não possuem valores padronizados de corrente para interrupção, pois esta é função do disjuntor. A chave opera somente com o disjuntor aberto. Mesmo assim, há uma corrente de reduzido valor e, dependendo da sua característica e intensidade, podem ser necessários dispositivos adicionais para a interrupção mais efetiva da corrente e redução do tempo de arco. Os principais tipos de corrente que podem circular na chave seccionadora são (D'AJUZ, 1987):

- Corrente de magnetização do transformador: Geralmente abaixo de 2 A e com alto conteúdo de terceiro harmônico. A tensão de restabelecimento transitória que aparece após a interrupção da corrente é a diferença entre a tensão do

sistema (no terminal conectado ao sistema) e a oscilação em baixa frequência no terminal conectado ao transformador (geralmente abaixo de 300 Hz);

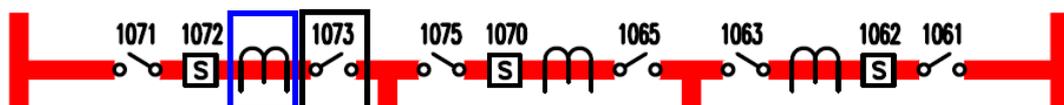
- Corrente capacitiva decorrente dos capacitores de equalização do disjuntor aberto e da própria indução eletrostática proveniente dos barramentos adjacentes. A tensão entre os contatos da chave após a interrupção da corrente é a diferença entre a tensão do sistema e a carga armazenada no terminal oposto.
- Corrente de loop: Podendo chegar a 100 A, essas correntes decorrem da comutação entre circuitos na subestação em situações de transferência de barra, por exemplo.

3.3.2 Arranjo físico das subestações de extra-alta tensão

Em geral, os arranjos de subestação variam conforme o nível de tensão e a idade da instalação. Geralmente, subestações mais novas possuem maior flexibilidade operativa, principalmente no caso de níveis de tensão mais baixos.

A Figura 3.14 apresenta o vão central de um *bay* do setor de 525 kV de uma subestação com arranjo disjuntor e meio, ou seja, há 3 disjuntores para manobrar duas funções de transmissão. Esse é o arranjo mais comum nas subestações mais novas do sistema elétrico. O equipamento que recebeu o destaque em preto é uma das muitas chaves seccionadoras da subestação, enquanto o equipamento com destaque em azul é o transformador de corrente. Observa-se que estes equipamentos ficam lado a lado, o que demonstra a importância da análise da interação do arco elétrico, formado pelas manobras da chave seccionadora, com o transformador de corrente. Por estarem muito próximos, o transformador de corrente recebe a oscilação de frequência muito elevada sem praticamente nenhuma atenuação.

Figura 3.14 – Vão central de um bay de 525 kV.



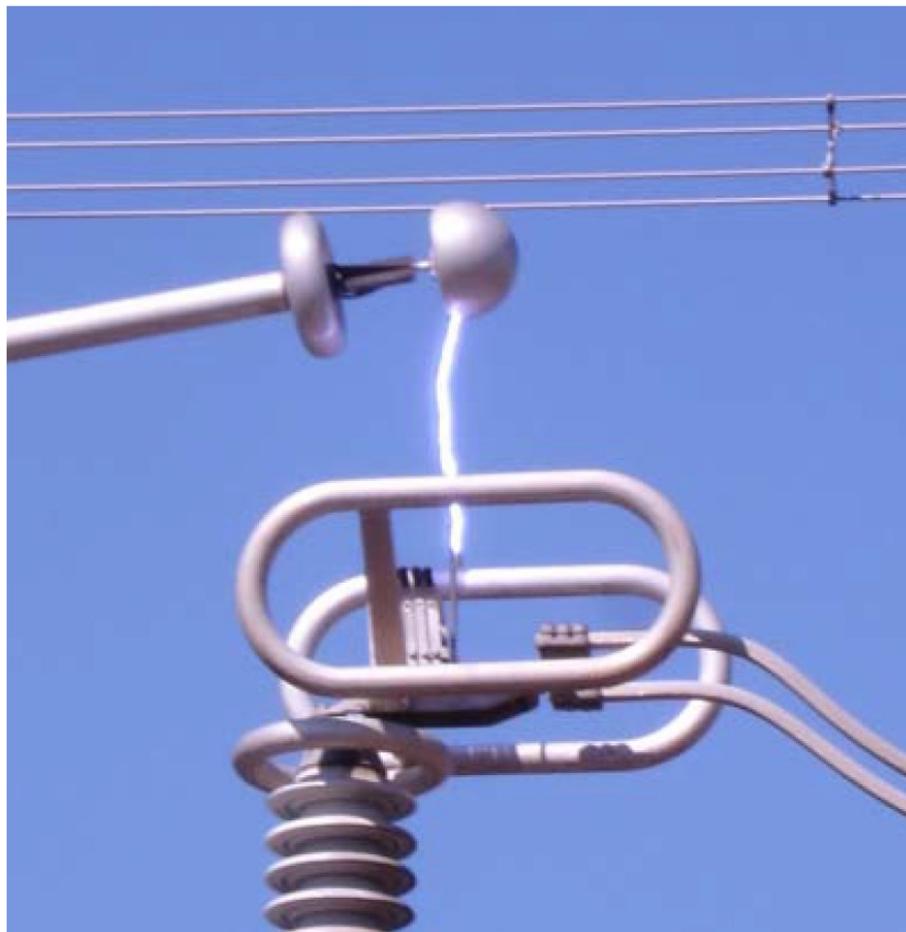
FONTE: Autor.

3.3.3 Manobra de chaves seccionadoras

Durante a abertura da chave seccionadora, ocorrem entre seus contatos sucessivas interrupções de corrente e reignições do arco elétrico. Cada reignição gera sobretensões transitórias de frequência bastante elevada (*Very fast transient overvoltages*) e com amplitude não tão expressiva (1,5 a 2,5 pu), que se propagam através do barramento ou das conexões de equipamentos e causam estresse dielétrico similares a múltiplos impulsos no isolamento dos equipamentos das subestações. Essas sobretensões são mais severas em equipamentos conectados diretamente às chaves seccionadoras, como os transformadores de corrente (SPRESSOLA; MARTINS; DE ANDRADE, 2019).

A distância entre os contatos, a sua geometria e as condições atmosféricas definem a sobretensão dos instantes de reignição. Quando esta ocorre, gerando correntes de alta-frequência, a tensão entre os contatos é equalizada através da formação do arco elétrico. Este é extinto rapidamente devido à reduzida intensidade das correntes, fazendo com que se estabeleça a tensão de restabelecimento transitória, que, dependendo da intensidade, rompe a rigidez dielétrica entre os contatos ocasionando outra reignição. Esse processo se dá inúmeras vezes, principalmente no início da abertura da chave, enquanto os contatos ainda estão próximos. A Figura 3.15 ilustra um arco elétrico estabelecido durante a manobra de uma chave seccionadora.

Figura 3.15 – Arco estabelecido em uma chave seccionadora.



FONTE: Adaptado de (Pozo, et al., 2010).

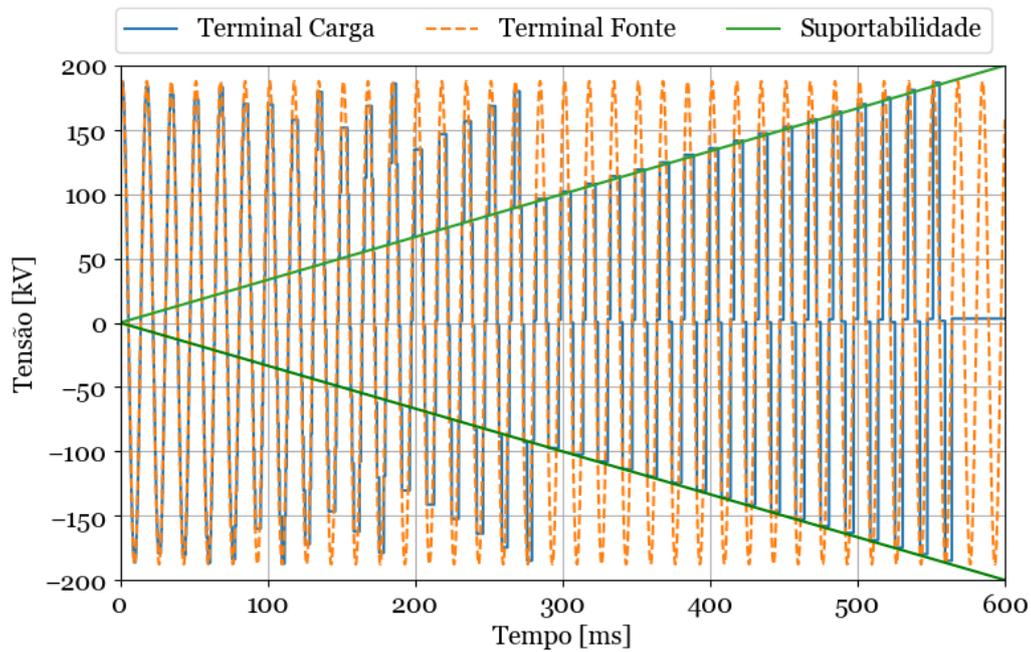
Nos intervalos entre o momento que a corrente é extinta e a próxima reignição, o terminal da chave ligado à carga fica com uma tensão fixa (*trapped charge*), enquanto o outro terminal está ligado ao sistema.

As Figuras 3.16 a 3.18 ilustram o processo de extinção e restabelecimento do arco elétrico durante a manobra de abertura da chave seccionadora. Os efeitos de oscilação de alta frequência foram desprezados para facilitar a explicação. Quando a chave começa a abrir (Figura 3.16), a suportabilidade dielétrica entre os contatos ainda é muito pequena (curva verde). Nesse período, em pouco tempo após a extinção do arco elétrico, a tensão entre os terminais da chave supera a suportabilidade, então ocorre a reignição do arco na tentativa de igualar as tensões. Conforme a chave vai abrindo (Figura 3.18), a suportabilidade também se eleva, fazendo com que as reignições se tornem relativamente mais espaçadas, porém com amplitudes mais elevadas. O processo de extinção/reignição termina quando a suportabilidade dielétrica da chave seccionadora é suficientemente elevada para garantir o isolamento entre os contatos. Assim, a diferença de tensão entre o sistema e a carga remanente (*trapped charge*) no

terminal conectado ao disjuntor deve ser menor do que o valor de tensão crítica do isolamento entre os contatos. O processo durante a manobra de fechamento é semelhante e está ilustrado nas Figuras 3.19 a 3.21.

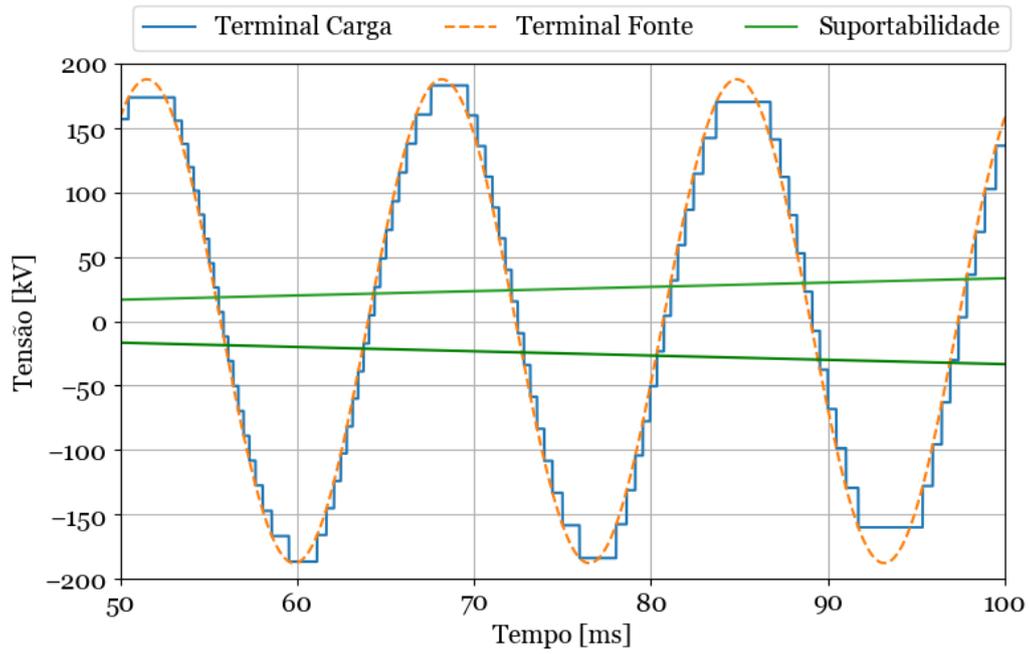
Pode-se observar que a amplitude dos degraus de tensão nas reignições é mais elevada quanto maior for a suportabilidade dielétrica entre os contatos da chave seccionadora.

Figura 3.16 – Abertura da chave seccionadora.



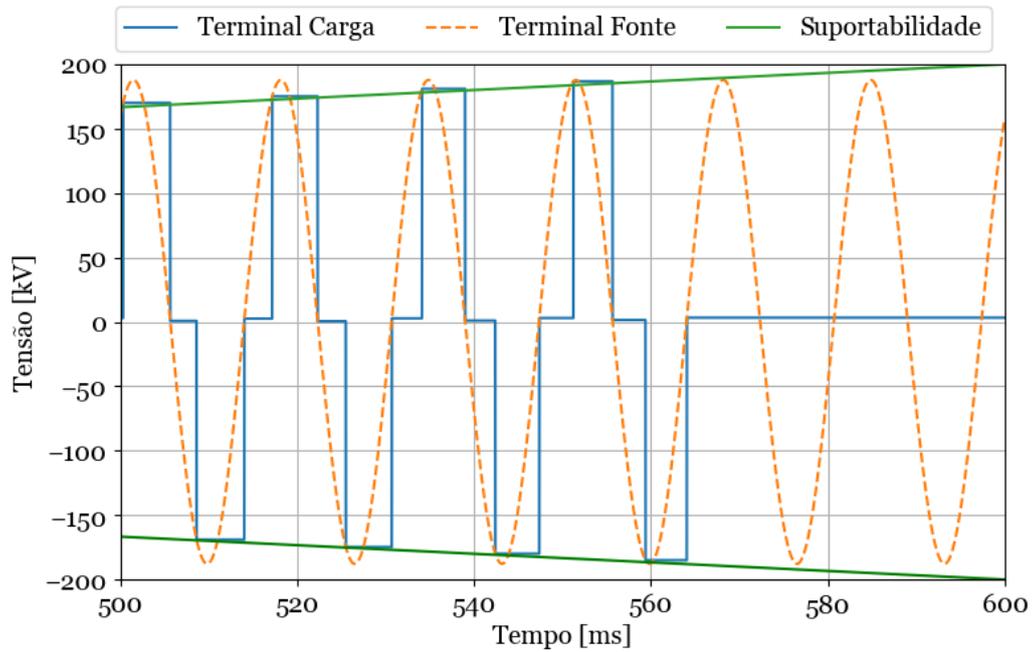
FONTE: Autor.

Figura 3.17 – Abertura da chave seccionadora. Detalhe do início da manobra.



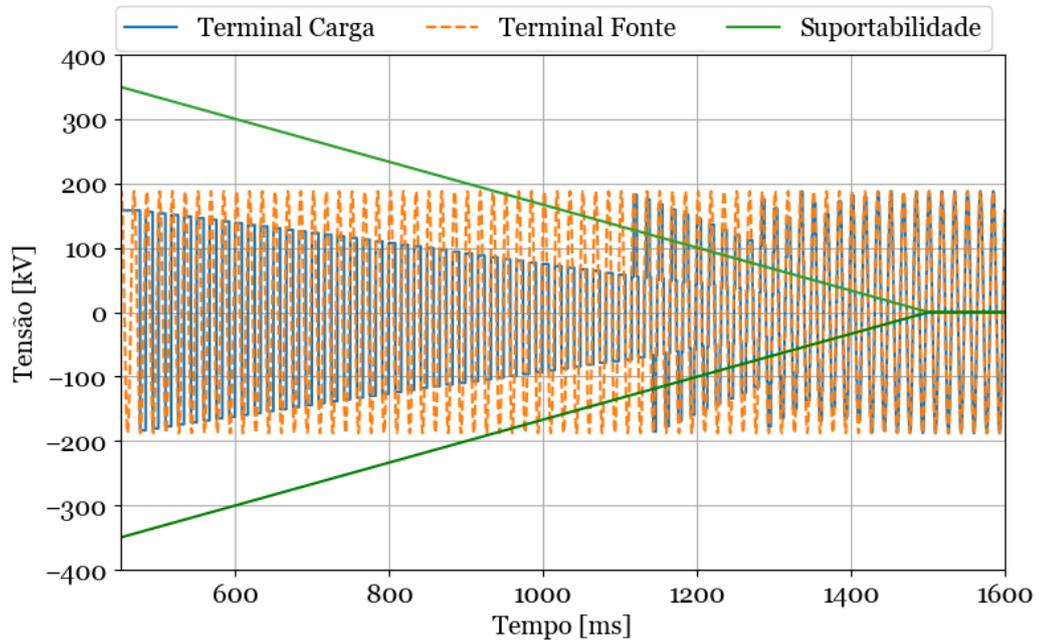
FONTE: Autor.

Figura 3.18 – Abertura da chave seccionadora. Detalhe do fim da manobra.



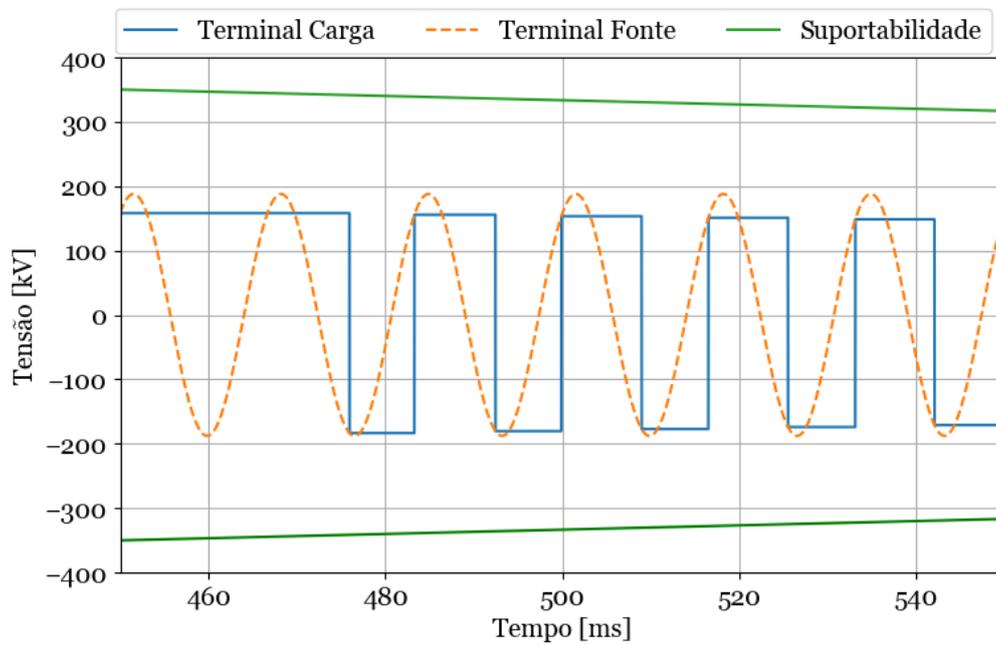
FONTE: Autor.

Figura 3.19 – Fechamento da chave seccionadora.



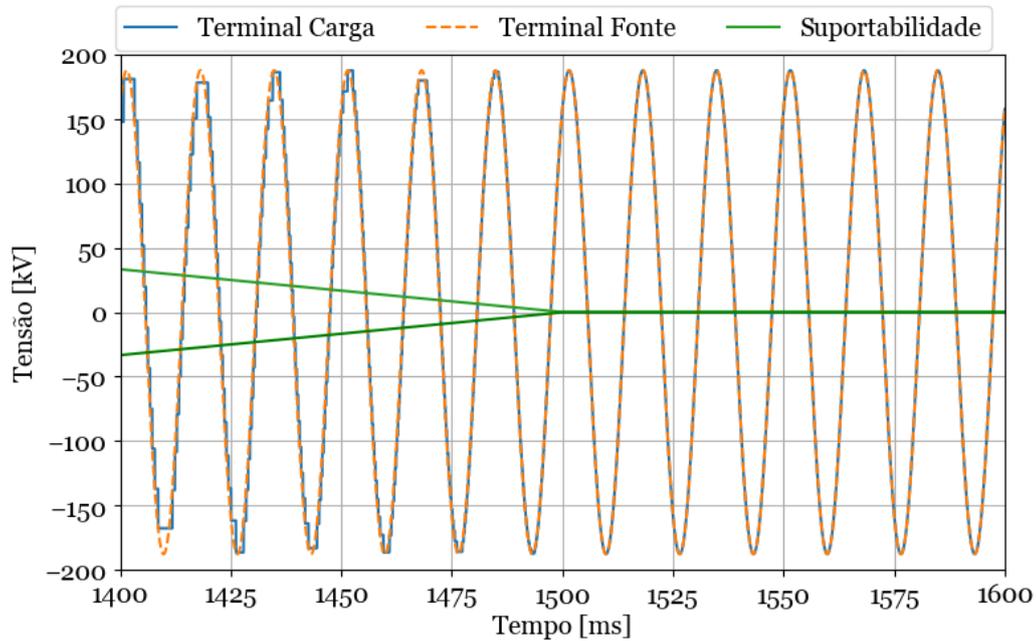
FONTE: Autor.

Figura 3.20 – Fechamento da chave seccionadora. Detalhe do início da manobra.



FONTE: Autor.

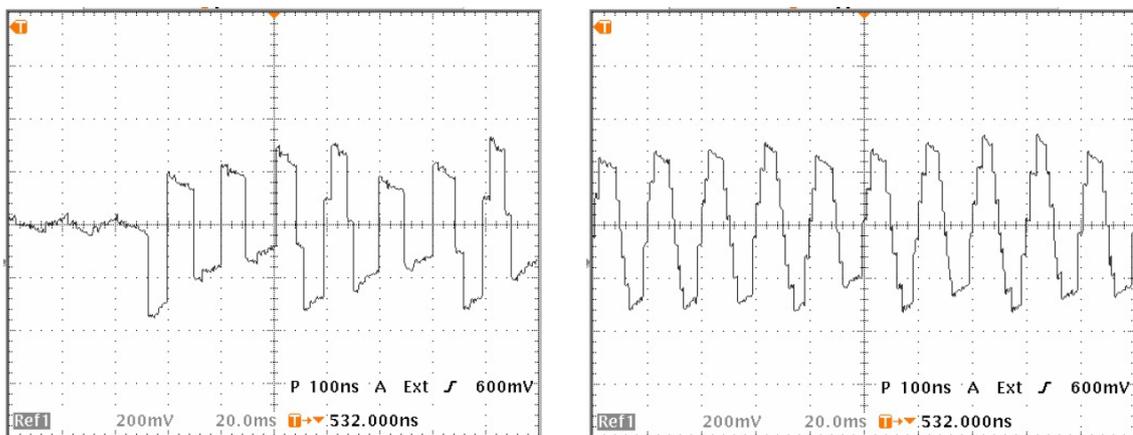
Figura 3.21 – Fechamento da chave seccionadora. Detalhe do fim da manobra.



FONTE: Autor.

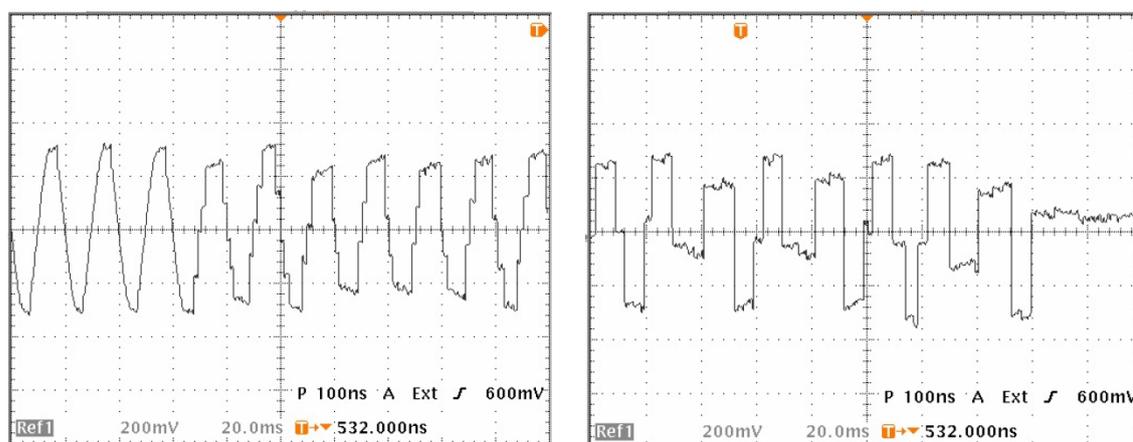
Na realidade, em cada reignição, ocorrem oscilações de alta frequência que, dependendo da qualidade da medição, ficam impossíveis de distinguir os instantes de reignição. A Figura 3.22 ilustra uma oscilografia de alta qualidade da tensão no terminal desenergizado da chave seccionadora durante uma manobra de fechamento. A manobra de abertura é apresentada na Figura 3.23. Nota-se que o comportamento real da forma de onda é semelhante à simulação simplificada das Figuras 3.16 a 3.21.

Figura 3.22 – Oscilografia da tensão durante o fechamento. Início (E) e fim do arco elétrico.



FONTE: Adaptado de (DEL POZZO; ESTEBAN, 2010).

Figura 3.23 – Oscilografia da tensão durante a abertura. Início (E) e fim do arco elétrico.



FONTE: Adaptado de (DEL POZZO; ESTEBAN, 2010).

3.3.4 Comportamento do arco elétrico

O arco elétrico é um canal de plasma que se forma entre os contatos da chave seccionadora quando esta interrompe ou estabelece a corrente entre seus contatos. Quando estes começam a se afastar, a rigidez dielétrica entre os contatos ainda é muito baixa, fazendo com que ocorra o estabelecimento de corrente. Diferentemente do que ocorre na abertura de um disjuntor, em que o arco se forma devido à interrupção da corrente com energia armazenada nas indutâncias da rede elétrica, o arco elétrico das chaves seccionadoras estabelece uma corrente capacitiva entre a carga aprisionada (*trapped charge*) do lado do disjuntor já aberto e o lado ligado à rede elétrica.

Imediatamente após a separação, a área de contato é pequena e a corrente elevada derrete os contatos de sacrifício da chave seccionadora. O material derretido evapora e causa uma descarga no ar. Conforme a energia cinética das moléculas aumenta, mais matéria vai do estado sólido para o líquido e deste para o gasoso. O aumento da temperatura faz com que as moléculas se dissociem em átomos separados. Se o nível de energia (temperatura) continua a aumentar, elétrons nas camadas mais exteriores se soltam como elétrons livres, deixando íons positivos. Por causa dos elétrons livres e dos íons positivos no canal de plasma de alta temperatura, este é altamente condutível, o que faz com que a corrente continue a fluir após a separação dos contatos.

A modelagem do arco elétrico geralmente é feita através de modelos caixa-preta (*black-box*), em que o equacionamento do comportamento do arco elétrico é feito baseado em medições de corrente, tensão, potência e energia. Há também a possibilidade da modelagem física do arco elétrico e esses são os modelos conhecidos como caixa-branca (*white-box*).

Entretanto, como o interesse desta dissertação é modelar o arco elétrico como uma resistência variável representando uma chave seccionadora em manobra e dentro de um circuito representativo de uma subestação para simulação no domínio do tempo, o maior interesse está na saída e entrada do arco, e não na dinâmica interna dele. Cabe ainda destacar que os valores de corrente e tensão são majoritariamente ditados pela rede elétrica. Dentre os modelos caixa-preta mais conhecidos, estão o de Cassie-Mayr.

A seguir serão apresentadas as equações de Cassie e Mayr, que possuem a mesma origem matemática. A potência P do arco pode ser expressa por:

$$P = u i = P_{perda} + \frac{dQ}{dt}, \quad (3.1)$$

onde u é a tensão (V) do arco elétrico, i a corrente (A) que flui pela chave seccionadora, P_{perda} é a perda (W) no arco e Q o conteúdo de calor (J). A condutância (S) G é uma função de Q dada por:

$$G_{arco} = G_{arco}(Q) = G_{arco}(\int (P - P_{perda}) dt), \quad (3.2)$$

A derivada temporal da Equação 3.2 é dada por:

$$\frac{dG_{arco}}{dt} = \frac{dG_{arco}(Q)}{dQ} \frac{dQ}{dt} = \frac{dG_{arco}(Q)}{dQ} (P - P_{perda}), \quad (3.3)$$

de onde vem que:

$$\frac{1}{G_{arco}} \frac{dG_{arco}}{dt} = \frac{G_{arco}'(Q)}{G_{arco}(Q)} (P - P_{perda}). \quad (3.4)$$

3.4 MODELOS DOS COMPONENTES DA SUBESTAÇÃO

Não é possível dizer que há o melhor modelo para um determinado equipamento. O quão adequado é um modelo depende da frequência predominante do tipo de fenômeno eletromagnético estudado, da capacidade computacional, dos limites de memória do próprio software que faz as simulações e do tempo disponível para a elaboração dos modelos.

No caso desta dissertação, os fenômenos analisados são efeitos de arcos elétricos formados pela manobra de chaves seccionadoras. Esse evento produz formas de onda de tensão e de corrente de elevada frequência (de centenas de quilohertz a megahertz) que trafegam por toda a subestação, ficando circunscritas a ela.

Nesse caso, a subestação precisa ser modelada com bastante detalhe, onde cada equipamento, barramento e trecho de cabo são considerados. Não há muito interesse na

modelagem detalhada das linhas de transmissão, pois elas são representadas com apenas alguns quilômetros.

Nas Seções a seguir são apresentados os modelos dos componentes da rede elétrica utilizados no software EMPT-ATP.

3.4.1 Barramentos e cabos aéreos

Os barramentos e cabos aéreos modelados para esta dissertação foram modelados como linhas de transmissão, ou seja, condutores aéreos sobre uma superfície condutora (solo).

A grande vantagem na modelagem das linhas de transmissão, barramentos e cabos é que todas as suas características e dimensões estão disponíveis. Entretanto, para o caso de linhas de transmissão, simplificações necessariamente devem ser feitas, pois, na maioria dos casos, modelar os detalhes do relevo e as diferentes configurações de torre ao longo do trajeto não apresenta diferença apreciável nos resultados de simulação.

As linhas de transmissão, os barramentos e os cabos podem ser modelados com parâmetros concentrados (modelo π) ou com parâmetros distribuídos. Nos estudos de transitórios eletromagnéticos, deve-se levar em conta a propagação de ondas nas linhas de transmissão, portanto, os modelos mais adequados são os de parâmetros distribuídos (ARRILLAGA; WATSON, 2007).

3.4.1.1 Obtenção dos parâmetros

O cálculo da capacitância dos barramentos e cabos é somente função da geometria deles. Considerando-se o solo um condutor perfeito, homogêneo e sua superfície perfeitamente lisa, pode-se utilizar a teoria das imagens de Lord Kelvin para facilitar a resolução da equação de Maxwell $div \mathbf{D} = \rho$, onde \mathbf{D} é a indução elétrica (C/m^2) e ρ é a densidade volumétrica de carga (C/m^3). O problema é tratado como 2D e válido para frequências até 1 MHz (MARTINEZ-VELASCO, 2010). O vetor potencial dos condutores em relação ao solo por conta das cargas neles contidas é dado por:

$$\mathbf{v} = P_m \mathbf{q}, \quad (3.5)$$

onde \mathbf{v} é o vetor das tensões (V) nos condutores, \mathbf{q} é o vetor das cargas elétricas por metro (C/m) que produzem essas tensões e P_m é a matriz de coeficientes dos potenciais de Maxwell em (m/F).

Conforme (MARTINEZ-VELASCO, 2010), para determinar as capacitâncias, primeiramente é calculada a matriz P através da Equação 3.6:

$$P_{m_{ij}} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln \left(\frac{D_{ij}}{d_{ij}} \right), \quad (3.6)$$

onde ϵ_0 é a permissividade do ar e é igual a $8,854188 \times 10^{-12}$ F/m, e se $i \neq j$:

$$D_{ij} = \sqrt{(X_i - X_j)^2 - (Y_i + Y_j)^2}, \quad (3.7)$$

$$d_{ij} = \sqrt{(X_i - X_j)^2 - (Y_i - Y_j)^2}, \quad (3.8)$$

e se $i = j$: $D_{ij} = 2Y_i$, $d_{ij} = RMG_i$ (para feixe de condutores) ou $d_{ij} = R_i$ (para condutor único), onde RMG é o raio médio geométrico (m) e R_i é o raio (m) do condutor.

Na Figura 3.24, as alturas Y_i e Y_j são as alturas médias acima da terra, dadas por:

$$Y_{torre} - \frac{2}{3}Y_{flecha}, \quad (3.9)$$

onde Y_{torre} é a altura (m) do condutor na torre e Y_{flecha} é a flecha (m) do condutor no vão.

A matriz de coeficientes dos potenciais de Maxwell relaciona as tensões e as cargas por unidade de comprimento através de:

$$[C] = [P_m]^{-1}. \quad (3.10)$$

A impedância série pode ser dividida em impedância interna e externa. A impedância externa é devida ao campo magnético no exterior do condutor, tanto pelo ar como pela terra.

O retorno pela terra é um componente muito importante da impedância série. Este problema foi primeiramente abordado por Carson (CARSON, 1926) na forma de integral, que pode ser resolvido com séries (GALLOWAY; SHORROCKS; WEDEPOHL, 1964).

Atualmente, os métodos de integração numérica possibilitam a resolução da integral diretamente (ARRILLAGA; WATSON, 2007). O ATP ainda utiliza o método das séries.

Alguns programas de simulação de transitórios eletromagnéticos, como o PSCAD, utilizam o método das imagens complexas, computacionalmente mais simples e que permite a estratificação do solo com diferentes condutividades elétricas. Este método foi primeiramente apresentado por (GARY, 1976) e posteriormente por (DERI *et al.*, 1981).

A impedância externa é dada pela Equação 3.11. O primeiro termo da soma é relacionado ao campo magnético no ar, e tem relação somente com a geometria da linha. O segundo termo é a integral de Carson.

$$Z_{ij} = \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{D_{ij}}{d_{ij}}\right) + 2 \int_0^\infty \frac{e^{-\alpha \cos \theta_{ij}} \cos(\alpha \sin \theta_{ij})}{\alpha + \sqrt{\alpha^2 + jr_{ij}^2}} d\alpha \right]. \quad (3.11)$$

Utilizando-se o método das imagens complexas, foi demonstrado que:

$$2 \int_0^\infty \frac{e^{-\alpha \cos \theta_{ij}} \cos(\alpha \sin \theta_{ij})}{\alpha + \sqrt{\alpha^2 + jr_{ij}^2}} d\alpha \approx \frac{\sqrt{\left(Y_i + Y_j + 2\sqrt{\frac{\rho_g}{2j\omega\mu}}\right)^2 + (X_i - X_j)^2}}{d_{ij}}, \quad (3.12)$$

onde ρ_g é a resistividade elétrica (Ω/m) do solo.

A aproximação indicada pela Equação 3.12 possui um erro de aproximadamente 5% (ARRILLAGA; WATSON, 2007).

Quando os condutores não são perfeitos, há penetração do campo elétrico no condutor. Esse fenômeno é levado em conta pela impedância interna. A impedância interna de um fio redondo é derivada da corrente total passante e o campo elétrico na superfície (MARTINEZ-VELASCO, 2010).

A impedância interna, derivada das funções de Bessel resultantes da equação diferencial do problema, é dada por uma média quadrática de um componente de baixas frequências e de um de altas frequências:

$$Z_{int} = \sqrt{R_{dc}^2 + Z_{HF}^2}, \quad (3.13)$$

onde R_{dc} é a resistência (Ω/m) de baixas frequências e Z_{HF} é a impedância (Ω/m) de altas frequências, dadas por:

$$R_{dc} = \frac{1}{\pi r_c^2 \sigma_c}, \quad (3.14)$$

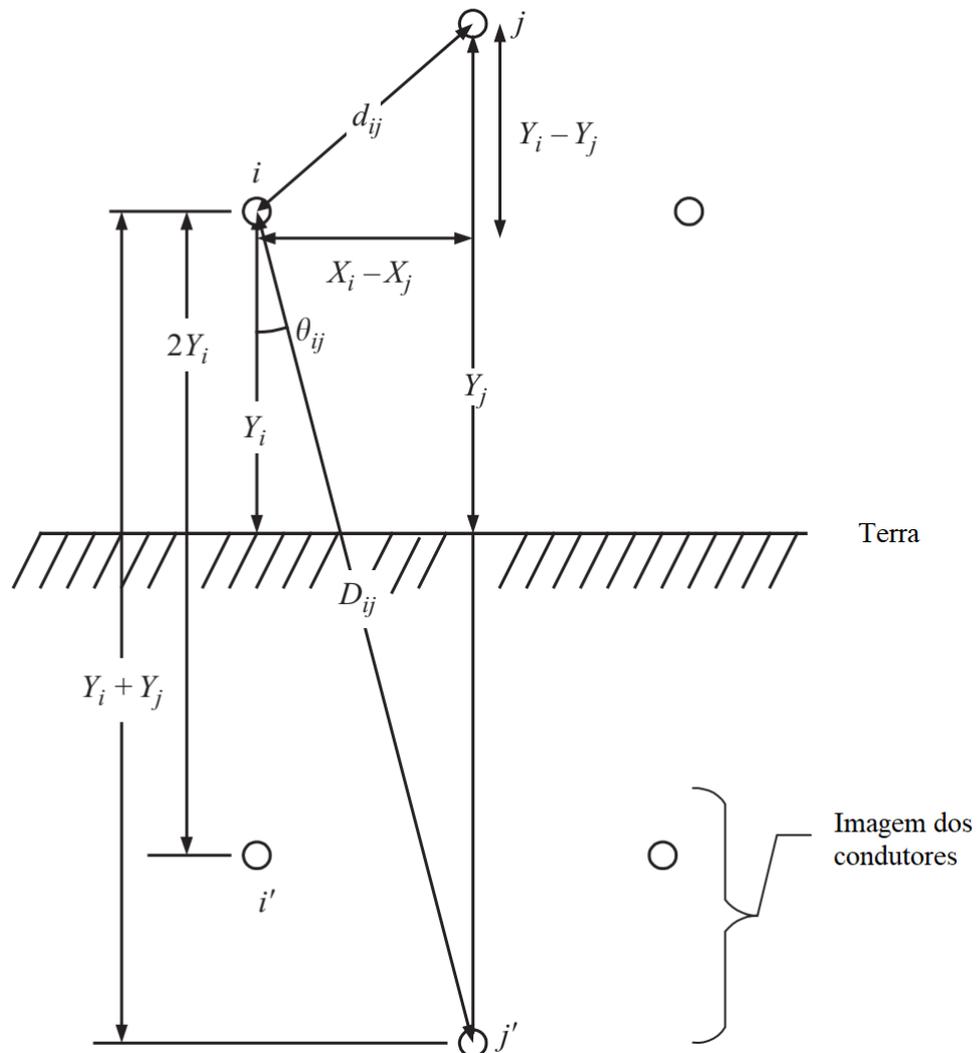
$$Z_{HF} = \frac{1}{2\pi r_c p_c \sigma_c}, \quad (3.15)$$

onde r_c é o raio (m) do condutor, σ_c a resistividade elétrica do material (Ω/m) e p_c é a profundidade (m) de penetração do condutor, dada por:

$$p_c = \sqrt{\frac{1}{j\omega\mu_c\sigma_c}}, \quad (3.16)$$

onde ω é a frequência (rad/s) e μ_c a permeabilidade magnética (H/m) do condutor.

Figura 3.24 – Geometria de linha de transmissão



FONTE: Adaptado de (ARRILLAGA; WATSON, 2007)

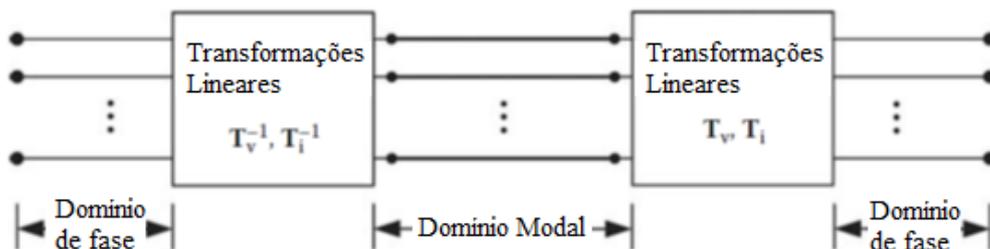
3.4.1.2 Representação dos barramentos e dos cabos no ATP

No ATP, o cálculo dos parâmetros é feito através da rotina LINE CONSTANTS, que utiliza as formulações de Carson em séries, a matriz de potenciais de Maxwell e as fórmulas de impedância interna com funções de Bessel.

Em linhas com mais de um condutor, que é o caso dos sistemas elétricos de transmissão, as fases estão acopladas eletromagneticamente. Neste caso, as matrizes de impedância e admitância não são diagonais, ou seja, as equações do sistema para calcular as tensões e as correntes de uma linha de transmissão são acopladas entre si. Para desacoplá-las, utiliza-se o sistema modal, em que as matrizes são transformadas nos modos naturais a fim de torná-las diagonais (DOMMEL, 1986). O método utilizado é a diagonalização, em que os elementos diagonais são os autovalores da matriz de admitância da linha de transmissão, associadas a uma matriz de transformação composta pelos autovetores da mesma matriz de admitância. Cada equação no domínio modal é resolvida como se fosse uma linha monofásica utilizando-se a impedância de surto e tempo de propagação modais (ARRILLAGA; WATSON, 2007).

A transformação das tensões e das correntes entre os domínios de fase e modal é feita através das matrizes tradicionalmente chamadas de T_V e T_I , conforme ilustra a Figura 3.25.

Figura 3.25 – Esquema de resolução do sistema modal.



FONTE: Adaptado de (MARTINEZ-VELASCO, 2010)

O ATP considera essas matrizes sempre constantes com a frequência. Isso é válido para a maioria dos casos de linha aérea, exceto algumas configurações de circuito duplo, bem como cabos subterrâneos multifásicos (DOMMEL, 1986).

Alguns programas, como o PSCAD, consideram a resolução das equações diretamente no domínio de fases, através de métodos de convolução no domínio do tempo.

A diferenciação está na matriz de transformação modal. Uma linha perfeitamente transposta possui alguns modos que são idênticos entre si, e não precisariam ser calculados.

Além disso, a maioria das técnicas para cálculo de autovetores e autovalores não produz bons resultados em sistemas perfeitamente transpostos. Nestes casos, a matriz de transformação é a mesma das sequências positiva, negativa (idêntica à positiva) e zero de Fortescue (DOMMEL, 1986).

Para fenômenos de alta frequência, como a abertura de chaves seccionadoras, é muito importante a consideração de parâmetros dependentes da frequência. Há três modelos disponíveis. O mais tradicional é o proposto por J. Marti (MARTI, 1982), em que utiliza funções de peso no domínio da frequência, representados por um circuito Foster-I RC. A solução proposta por Semlyen (SEMLYEN; DABULEANU, 1975) aproxima a impedância de surto e a constante de propagação por 2 funções exponenciais no domínio da frequência, representado por um equivalente de Norton. A solução proposta por Noda (NODA, 2017) divide a linha de transmissão em várias "células" de um modelo com parâmetros constantes com a frequência, e a variação da frequência é levada em conta por uma expansão em frações parciais de uma matriz representada por um equivalente Norton.

3.4.2 Demais equipamentos de subestação

Os demais equipamentos da subestação possuem modelos próprios para cada faixa de frequência do fenômeno analisado (IEEE PES, 2009). Como esta dissertação analisará a interação do arco elétrico originário da abertura ou fechamento de chave seccionadora com o transformador de corrente, os equipamentos serão modelados individualmente por uma capacitância à terra (GREENWOOD, 1971), com exceção do transformador de corrente imediatamente ao lado da chave seccionadora, onde serão aplicados os modelos estudados neste trabalho.

A Tabela 3.3 apresenta os valores de capacitância considerados para a modelagem da subestação neste trabalho. Eles foram extraídos de (IEEE PES, 2009), onde foi realizada uma pesquisa desses dados com fabricantes. Salienta-se que são valores próprios para uma subestação de 525 kV.

Tabela 3.3 – Valores de capacitância dos equipamentos de subestação.

Equipamento	Capacitância [pF]
Chave seccionadora	186
Disjuntor	304
Isolador de pedestal	130
Transformador de potencial capacitivo	4658
Transformador de potencial	567
Transformador de corrente	721
Para-raios	150

3.5 VECTOR FITTING

Nas simulações de transitórios eletromagnéticos no domínio do tempo, um problema frequentemente encontrado é a inclusão da modelagem de componentes, equipamentos ou redes elétricas variantes com a frequência, decorrente de cálculos ou medições. Conforme a frequência do fenômeno se eleva de alguns kHz para dezenas ou centenas de MHz, a própria topologia dos modelos dos equipamentos pode mudar, bem como seus parâmetros.

No transformador de corrente, objeto de estudo dessa dissertação, o mesmo acontece. Para frequências da ordem de dezenas de Hz, os efeitos de acoplamento magnético são muito mais preponderantes do que os de acoplamento capacitivo. Nas frequências de interesse deste trabalho, da ordem de centenas de kHz a alguns MHz, o acoplamento capacitivo exerce papel preponderante.

Um modelo linear de um componente do sistema de potência pode ser incluído em uma simulação no domínio do tempo por meio de convoluções entre as tensões nos nós (variável de estado do ATP-EMTP) e as respostas ao impulso características do sistema dinâmico. Uma convolução numérica completa é sempre possível, mas é computacionalmente ineficiente devido à grande quantidade de passos de simulação nas simulações típicas no domínio do tempo. Uma implementação mais otimizada é obtida se as respostas no domínio da frequência forem substituídas por aproximação em funções racionais, o que permite o uso de formulações recursivas nas convoluções (SEMLYEN; DABULEANU, 1975).

O método escolhido por esse trabalho para esta adequação foi o *Vector Fitting* (GUSTAVSEN; SEMLYEN, 1999). Ele aproxima uma resposta em frequência, obtida através de cálculos ou medições, em funções racionais, para poder assim levar os dados medidos ou calculados para o domínio do tempo e obter elevada eficiência computacional para as simulações no domínio do tempo. Exemplos de aplicação são:

- Equivalentes de rede para amplas redes elétricas (MORCHED; OTTEVANGERS; MARTI, 1993);
- Modelagem de linhas de transmissão (SEMLYEN; DABULEANU, 1975);
- Modelagem de transformadores de potência baseada em medições de resposta em frequência (GUSTAVSEN, 2004).

Dado a aproximação por funções racionais apresentada na Equação 3.17, o problema consiste em estimar todos os coeficientes pelo método dos mínimos quadrados em um determinado intervalo de frequências.

$$f(s) \approx \sum_{n=1}^N \frac{c_n}{s-a_n} + d + sh. \quad (3.17)$$

Como o problema é não linear, pois o coeficiente a_n situa-se no denominador, a técnica de *Vector Fitting* consiste em resolver o problema em dois estágios lineares. No primeiro, chamado de Identificação dos Polos, especificam-se valores de \bar{a}_n para um número determinado de polos N na Equação 3.17, podendo esses serem complexos conjugados, e multiplica-se a função $f(s)$ por uma função indeterminada $\sigma(s)$. Além disso, é introduzida uma aproximação por funções racionais para $\sigma(s)$, resultando no sistema da Equação 3.18, resolvida pelo método dos mínimos quadrados.

$$\begin{bmatrix} \sigma(s)f(s) \\ \sigma(s) \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} \sum_{n=1}^N \frac{c_n}{s-\bar{a}_n} + d + sh \\ \sum_{n=1}^N \frac{\tilde{c}_n}{s-\bar{a}_n} + 1 \end{bmatrix}. \quad (3.18)$$

Ao multiplicar-se a segunda linha da Equação 3.18 por $f(s)$ (Equação 3.17), resulta na Equação 3.19. Como os polos \bar{a}_n e os valores de $f(s)$ são conhecidos, o problema em questão se torna linear, do tipo $Ax = b$, sobredeterminado, podendo ser resolvido pelo método dos mínimos quadrados. As variáveis em questão são c_n , \tilde{c}_n , d e h , sendo que N é o número de polos escolhidos.

$$\left(\sum_{n=1}^N \frac{c_n}{s-\bar{a}_n} + d + sh \right) \approx \left(\sum_{n=1}^N \frac{\tilde{c}_n}{s-\bar{a}_n} + 1 \right) f(s). \quad (3.19)$$

Para se obter a aproximação por funções racionais de $f(s)$, pode-se dividir as duas representações da Equação 3.19 por frações parciais. A visualização fica melhor se as frações parciais forem transformadas em produtos, conforme é apresentado na Equação 3.20.

$$h \frac{\prod_{n=1}^{N+1} (s-z_n)}{\prod_{n=1}^{N+1} (s-\bar{a}_n)} \approx f(s) \quad (3.20)$$

Nota-se que os polos iniciais são cancelados e que os zeros da aproximação por funções parciais da função $\sigma(s)$ (vide Equação 3.19) são os polos da função $f(s)$. Assim, calculando-se os zeros de $\sum_{n=1}^N \frac{\tilde{c}_n}{s-\bar{a}_n} + 1$, podem-se obter os polos de $f(s)$.

No segundo estágio, chamado de Determinação dos Resíduos, e já conhecendo-se os polos, determinam-se os resíduos da Equação 3.18.

Na próxima iteração, os polos iniciais \bar{a}_n serão os polos calculados na iteração anterior. E assim, segue-se sucessivamente até atingir o critério de parada, que pode ser um número fixo de iterações ou um valor máximo de erro tolerável.

A aproximação por funções racionais calculada pelo método de *Vector Fitting* nem sempre resulta em um sistema passivo (GUSTAVSEN; SEMLYEN, 2001). Ou seja, pode ocorrer geração de potência ativa, por conta do método matemático efetuado. Além de ser fisicamente impossível para um equipamento como transformador de corrente ou transformador de potência se comportarem como geradores de potência ativa. Isso também degrada e causa instabilidade na simulação numérica no domínio do tempo de sistemas passivos com modelos não passivos, pois tendem a gerar instabilidade numérica com sinais de resposta tendendo ao infinito.

Antes de transformar as funções racionais decorrentes da matriz de admitâncias nodais em um circuito elétrico, faz-se necessário tornar o sistema passivo para garantir a estabilidade da simulação no domínio do tempo, em procedimentos conhecidos como reforço de passividade.

O método do reforço de passividade adotada por este trabalho foi apresentado em (GUSTAVSEN; SEMLYEN, 2001). Utilizando-se a aproximação original por funções racionais, decorrente do *Vector Fitting*, como ponto de partida em um processo iterativo, um problema de aproximação por mínimos quadrados com restrição é calculado, onde as restrições estão diretamente relacionadas com o critério para passividade.

O programa computacional que realiza esse procedimento foi nomeado de *Matrix Fitting Toolbox* (GUSTAVSEN, 2009). O código é aberto e disponibilizado gratuitamente, podendo ser usado sem fins lucrativos. O problema escalar dado pela Equação 3.18 é generalizado para problemas matriciais, onde dados de resposta em frequência, multi-terminais e simétricos (por exemplo na medição de admitância em diversos terminais de um transformador de corrente), são ajustados em funções racionais dadas pela Equação 3.21, e sua correspondente equação de variáveis de estado dada pela Equação 3.22.

$$Y(s) = \sum_{m=1}^N \frac{R_m}{s-a_m} + \mathbf{D} + s\mathbf{E}. \quad (3.21)$$

$$Y(s) = \mathbf{C}(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}\mathbf{B} + \mathbf{D} + s\mathbf{E}. \quad (3.22)$$

Finalizada a revisão bibliográfica, o próximo capítulo trata das medições realizadas no transformador de corrente escolhido como objeto de estudo desta dissertação. Essas medições são posteriormente utilizadas para a obtenção dos modelos de alta frequência para as simulações de transitórios eletromagnéticos.

4 MEDIÇÕES REALIZADAS COM O TRANSFORMADOR DE CORRENTE

Este capítulo apresenta os resultados de duas medições realizadas em um transformador de corrente de 550 kV:

- Ensaio de fator de dissipação e capacitância;
- Medição de admitância em uma faixa de frequência.

Estes ensaios são necessários para a obtenção dos parâmetros dos circuitos dos modelos utilizados neste trabalho, conforme é apresentado no Capítulo 5.

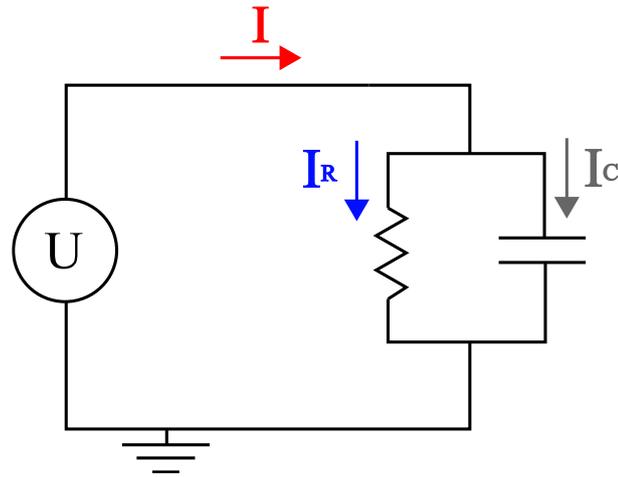
4.1 ENSAIO DE FATOR DE DISSIPACÃO E CAPACITÂNCIA

Este ensaio é caracterizado como de rotina pelas normas técnicas internacionais e avalia as condições da isolação do equipamento, bem como faz a medição da capacitância do terminal primário para a terra. Ele também é feito rotineiramente em equipamentos de subestação como filosofia de manutenção preditiva. É aplicado, no terminal sob ensaio do equipamento, uma tensão de amplitude conforme orientado pela norma em questão. Alguns transformadores de corrente são dotados de *tap* capacitivo, que é uma camada metálica posicionada perto da extremidade do isolamento de papel-óleo e possui uma terminação externa ao equipamento. O ensaio de tangente de δ pode ser feito aplicando o potencial no terminal primário ou no *tap* capacitivo, avaliando-se, assim, diferentes partes do isolamento.

A isolação papel-óleo do transformador de corrente pode ser representada, em 60 Hz, por um circuito com um resistor e um capacitor em paralelo, conforme é ilustrado na Figura 4.1. A corrente I_c representa a que flui pelo capacitor, enquanto a corrente I_R a que passa pelo resistor. A corrente I é a soma dessas duas correntes. O ângulo formado entre a corrente total I e a que passa pelo capacitor, I_c , é comumente denominado δ , conforme é ilustrado na Figura 4.2. O valor desse ângulo vai indicar a qualidade da isolação.

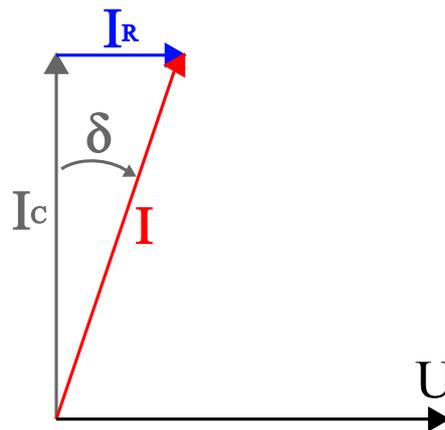
Os resultados deste ensaio são o valor de $\text{tg}\delta$, dado por $\frac{I_R}{I_C}$ e o valor da capacitância do equipamento.

Figura 4.1 – Circuito equivalente da isolação no ensaio de fator de dissipação ($\text{tg } \delta$).



FONTE: Autor.

Figura 4.2 – Diagrama fasorial das correntes e tensão do ensaio de fator de dissipação ($\text{tg } \delta$).



FONTE: Autor.

A Tabela 4.1 apresenta os resultados obtidos do ensaio.

Tabela 4.1 – Resultados do ensaio de fator de dissipação ($\text{tg } \delta$).

Parâmetro	Valor
Capacitância	863 pF
$\text{tg } \delta$	0,16 %

A Figura 4.3 apresenta uma foto do ensaio realizado com o transformador de corrente escolhido.

Figura 4.3 – Ensaio de fator de dissipação e capacitância.



FONTE: Pfiffner.

4.2 MEDIÇÃO DA ADMITÂNCIA EM UMA FAIXA DE FREQUÊNCIAS

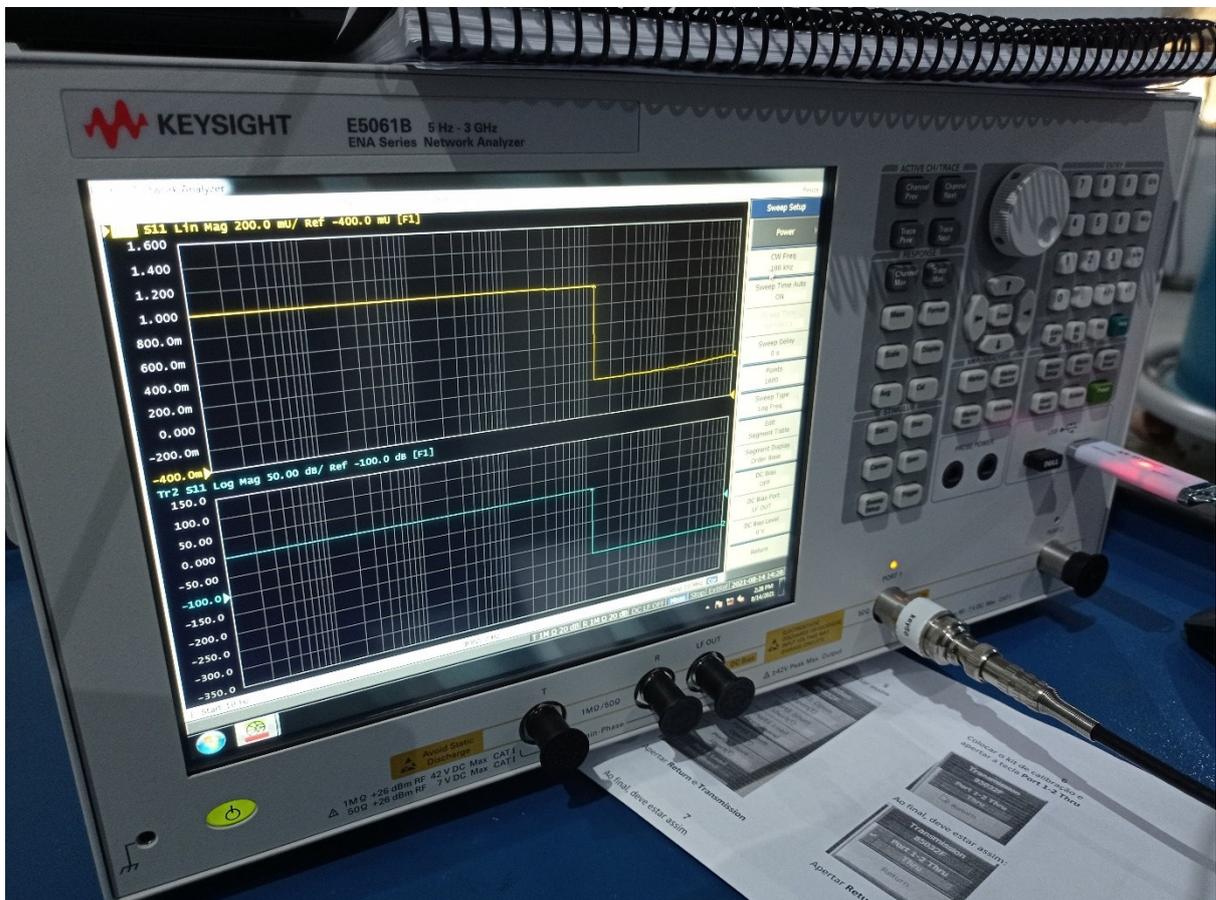
Esta medição foi realizada com o objetivo de medir a admitância do terminal primário P1 para terra e, para isso, utilizaram-se cabos coaxiais. A massa do equipamento foi aterrada e os terminais secundários foram colocados em curto-circuito e aterrados. O instrumento utilizado foi o Keysight E5061B, um *Vector Analyzer*, ilustrado na Figura 4.4.

Inicialmente, foi efetuada a medição dos parâmetros S do cabo, pois assim o instrumento de medição pode efetuar internamente a compensação matemática da presença do cabo até o equipamento medido.

As medições do transformador de corrente também foram realizadas com parâmetros S, para posteriormente serem convertidas em admitância internamente pelo instrumento.

A quantidade de pontos medidos foi de 1600 (aproximadamente 266 pontos por década), de 10 Hz a 10 MHz.

Figura 4.4 – Instrumento Keysight E5061B.



FONTE: Autor.

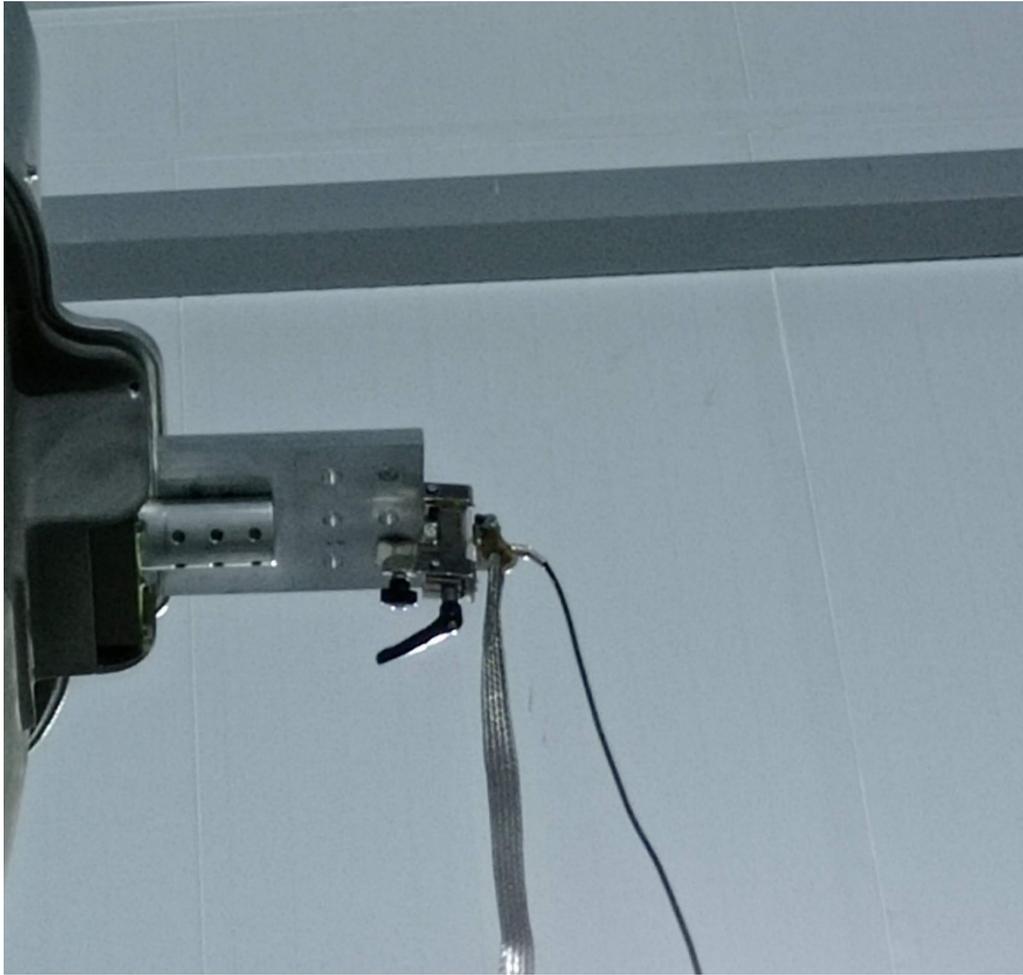
A blindagem do cabo coaxial foi aterrada nas duas extremidades. Na conectada ao instrumento, o aterramento se dá internamente a este. Na conectada no terminal primário do TC, utilizou-se uma cordoalha conectada à lâmina de aterramento do laboratório. As Figuras 4.5 e 4.6 ilustram a conexão utilizada.

Figura 4.5 – Cordoalha do aterramento da blindagem do cabo coaxial.



FONTE: Autor.

Figura 4.6 – Detalhe da conexão da cordoalha.



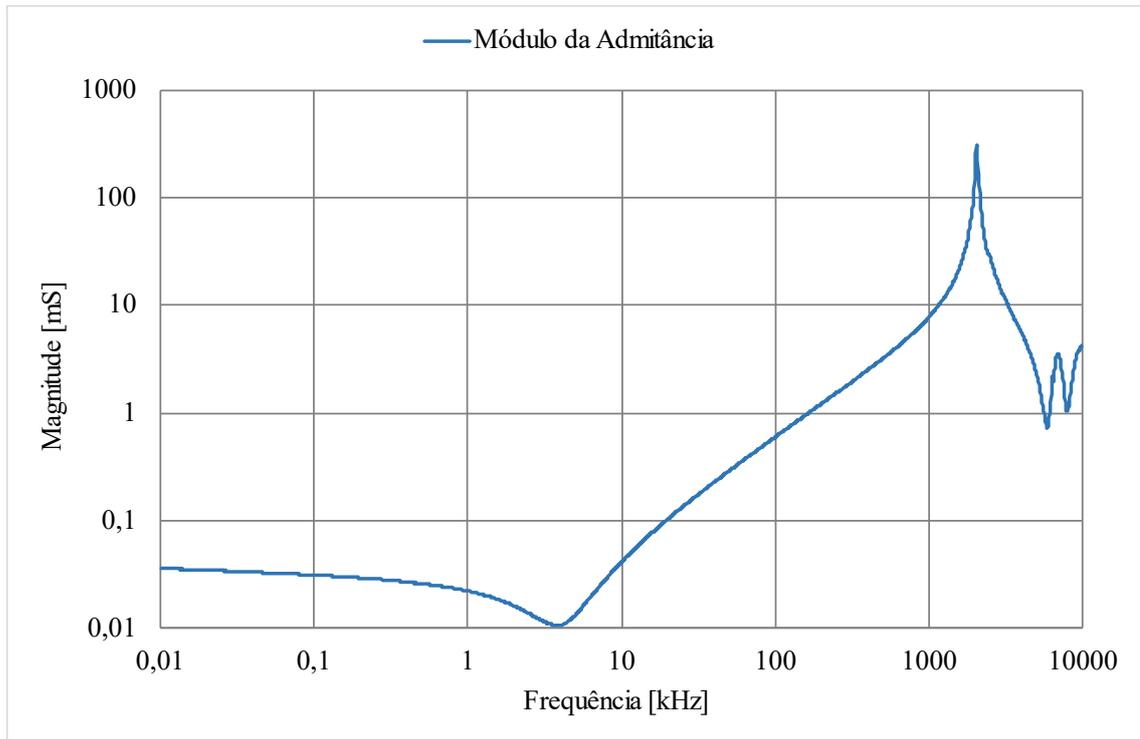
FONTE: Autor.

A Figura 4.7 apresenta a magnitude dos valores medidos, enquanto a Figura 4.8 ilustra os valores do ângulo. Observa-se que até aproximadamente 25 kHz o comportamento da admitância não é o esperado, ou seja, não há um crescimento linear desde as baixas frequências. Isso se deve aos valores muito reduzidos de admitância nessa faixa de frequências, que está além da capacidade de medição do instrumento (OLIVEIRA et al., 2022).

A Figura 4.9 ilustra a comparação entre os valores de magnitude de admitância da capacitância do transformador de corrente (863 μF) e os medidos. Observa-se que a partir de 25 kHz as curvas se aproximam, e nas frequências mais elevadas, aparecem as ressonâncias do equipamento.

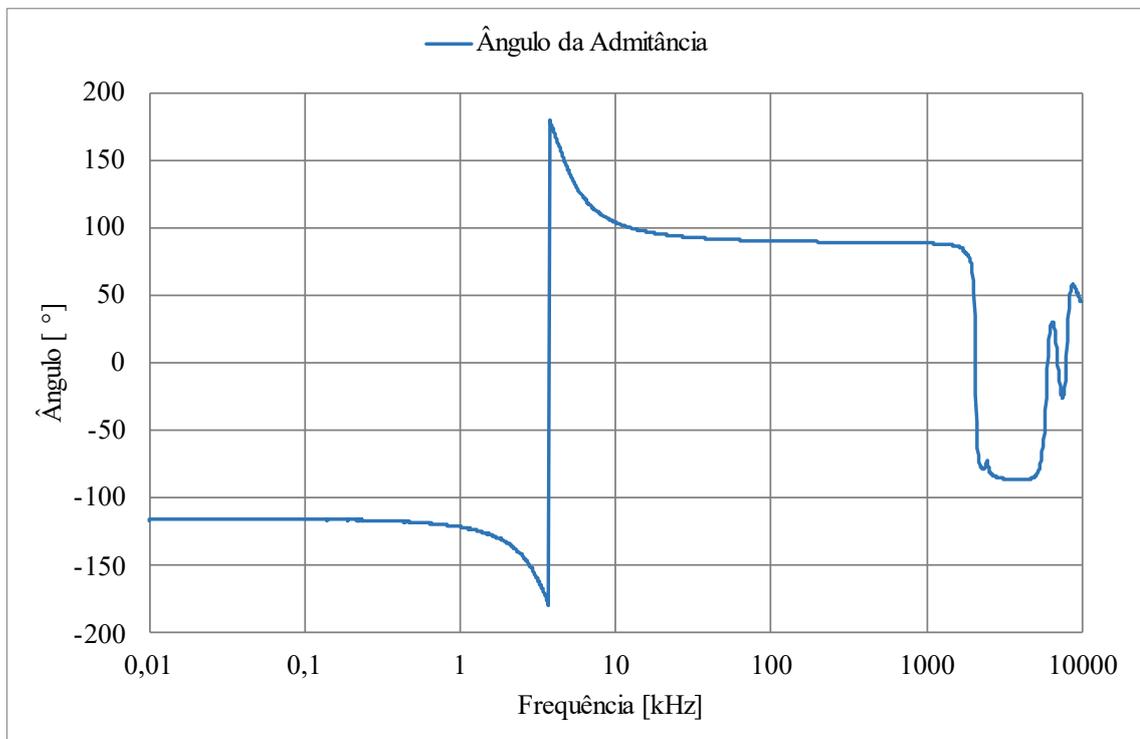
Sendo assim, serão utilizados nesse trabalho os valores de admitância da capacitância em 60 Hz do transformador de corrente até 25 kHz, e para frequências mais altas os valores medidos em função da variação da frequência, conforme ilustram as Figuras 4.10 e 4.11.

Figura 4.7 – Magnitude da admitância medida.



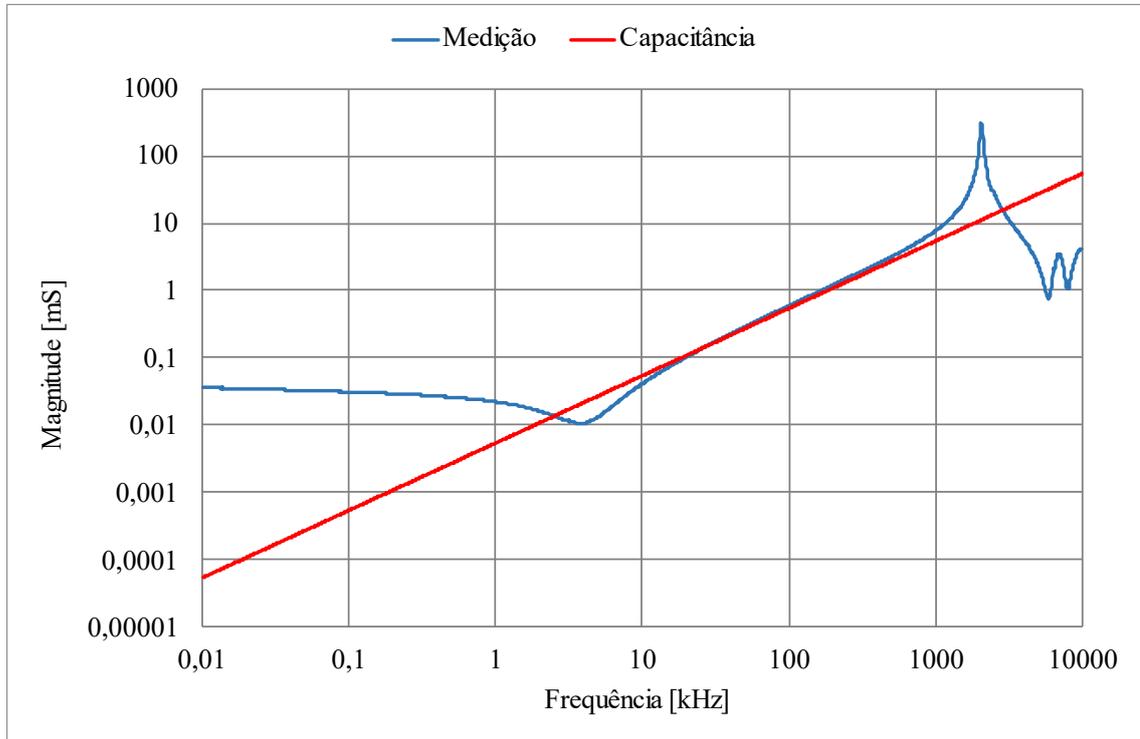
FONTE: Autor.

Figura 4.8 – Ângulo da admitância medida.



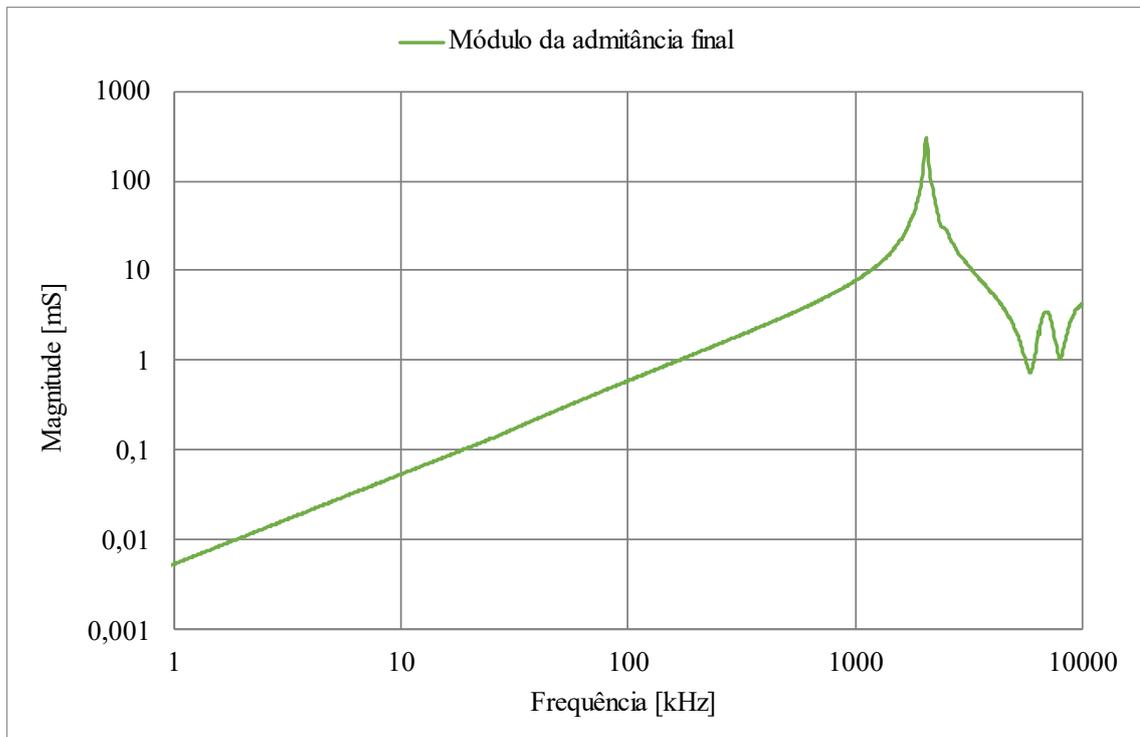
FONTE: Autor.

Figura 4.9 – Comparação entre admitância puramente capacitiva e do transformador de corrente.



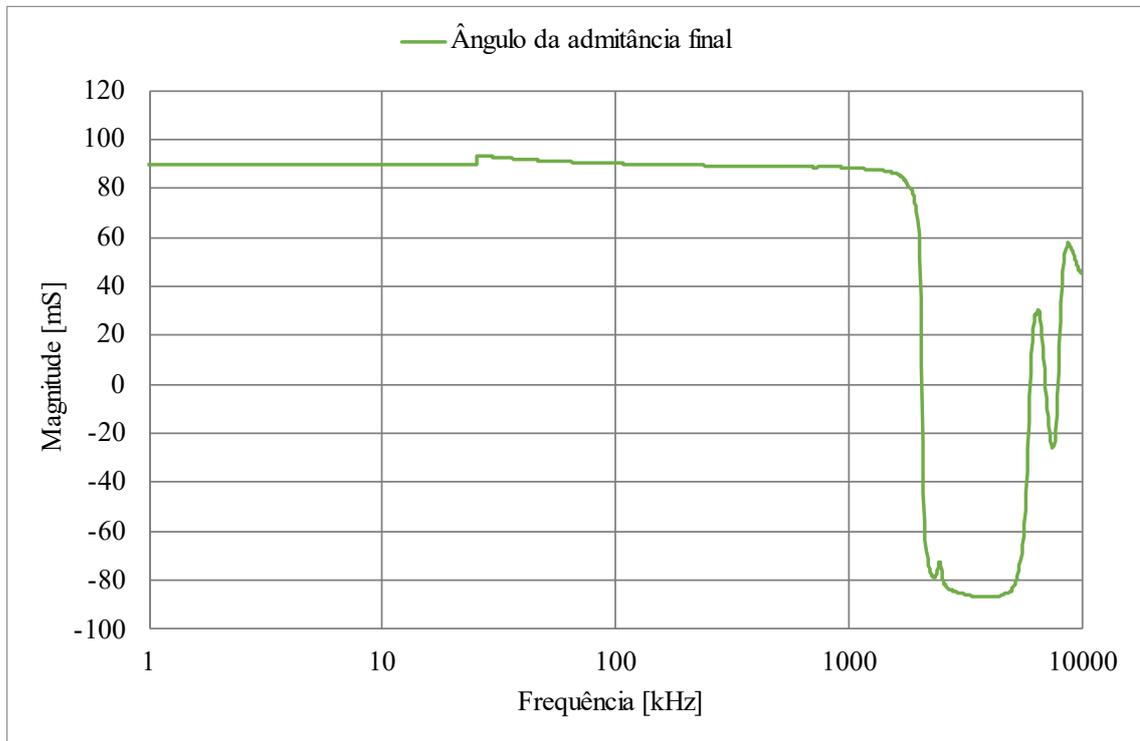
FONTE: Autor.

Figura 4.10 – Magnitude da admitância do transformador de corrente utilizada neste trabalho.



FONTE: Autor.

Figura 4.11 – Ângulo da admitância do transformador de corrente utilizada neste trabalho.



FONTE: Autor.

O próximo capítulo apresenta a modelagem do transformador de corrente utilizando-se os resultados das medições realizadas, bem como a comparação da admitância dos modelos com a medição.

5 MODELAGEM DO TRANSFORMADOR DE CORRENTE

Este capítulo apresenta três modelos de transformador de corrente utilizados para altas frequências:

- Modelo PI (FREIRE, 2007);
- Modelo RLC (DE SOUZA; DELGADO; AZEVEDO, 2019; DEL POZZO; ESTEBAN, 2010);
- Modelo que utiliza *Vector Fitting* (GUSTAVSEN; SEMLYEN, 1999; GUSTAVSEN, 2004).

Na Seção 5.1 são apresentadas as características do transformador de corrente modelado. As Seções 5.2, 5.3 e 5.4 apresentam como foram obtidos os parâmetros desses três modelos, e na Seção 5.5 é realizada uma comparação entre os modelos.

5.1 O TRANSFORMADOR DE CORRENTE MODELADO

O equipamento objeto dos ensaios deste trabalho é um transformador de corrente de 550 kV do tipo *top-core*, modelo JOF550G do fabricante Pfiffner, para uso externo em subestações isoladas a ar, com 6 enrolamentos secundários, sendo que dois são para medição e quatro para proteção. O enrolamento primário possui apenas um tipo de ligação, enquanto os enrolamentos secundários possuem quatro derivações, que resultam no número de relações: 1000-1A, 2000-1A, 3000-1A e 4000-1A. A corrente nominal do secundário é 1 A.

Os valores normalizados de tensão fase-terra para os ensaios de suportabilidade a impulsos atmosféricos, impulsos de manobra, e 60 Hz a um minuto é de 1550 kV, 1175 kV e 680 kV, respectivamente. A corrente de curto-circuito simétrica (térmica) que o equipamento pode suportar em um minuto é de 50 kA, enquanto a assimétrica (mecânica) é de 130 kA.

A isolamento interna é de papel-óleo, ao passo que a externa é de porcelana. O equipamento é preenchido da base de porcelana à cabeça com 341 litros de óleo. A massa total do equipamento é 1380 kg.

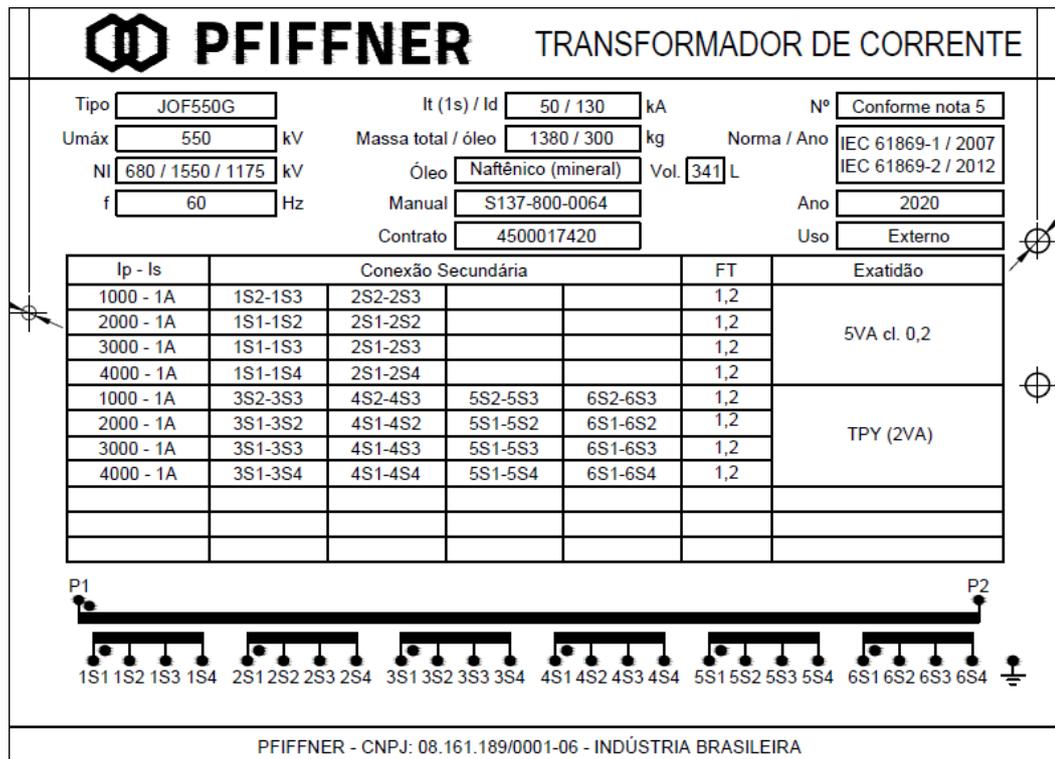
A Figura 5.1 ilustra o transformador de corrente e a Figura 5.2 apresenta o desenho da placa, que sumariza os dados apresentados anteriormente.

Figura 5.1 – Transformador de corrente modelado durante ensaio de fator de potência e capacitância.



FONTE: Autor.

Figura 5.2 – Desenho da placa do transformador de corrente modelado.

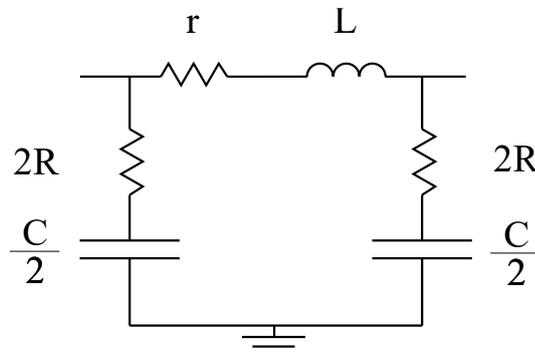


FONTE: PFIFFNER.

5.2 MODELO PI

A Figura 5.3 apresenta o circuito do modelo em questão. Os parâmetros L e r são obtidos por cálculo analítico, enquanto o C é extraído diretamente do ensaio de fator de dissipação. O valor do parâmetro R foi obtido por equação empírica.

Figura 5.3 – Modelo PI.



FONTE: Autor.

A Tabela 5.1 apresenta a descrição de cada parâmetro do modelo e o ensaio ou cálculos necessários para obter o valor. A Tabela 5.2 mostra o significado físico de cada parâmetro.

Tabela 5.1 – Descrição dos parâmetros do modelo.

Parâmetro	Descrição	Modo de obtenção
r	Resistência do enrolamento primário	Cálculo analítico
L	Indutância do enrolamento primário	Cálculo analítico
R	Perdas em alta frequência do isolamento	Equação empírica
C	Capacitância do isolamento do primário para terra	Ensaio de fator de dissipação do isolamento

Tabela 5.2 – Significado físico dos parâmetros.

Parâmetro	Significado físico
r	Resistência do condutor primário. No caso do transformador de corrente modelado, é uma barra cilíndrica.
L	Indutância própria parasita do enrolamento primário.
R	Representa as perdas no isolamento entre terminal primário e as partes aterradas.
C	Capacitância entre o enrolamento primário e as partes aterradas. Depende do tipo do equipamento e nível de tensão.

A resistência do enrolamento primário, r, é calculada por meio das Equações 5.1 e 5.2:

$$\delta = \sqrt{\frac{2\rho}{2\pi f\mu}}, \quad (5.1)$$

$$r = \frac{\rho l}{\pi(D-\delta)\delta}, \quad (5.2)$$

onde δ é a profundidade pelicular (m), ρ é a resistividade do material ($\Omega.m$), f é a frequência (Hz) considerada, μ = permeabilidade magnética (H/m) do material, l é o comprimento (m) do enrolamento primário e D é o diâmetro (m) do condutor do enrolamento primário.

O valor da indutância parasita do enrolamento primário foi calculado através da Equação 5.3 (ROSA, 1908):

$$L = 2l(\ln \frac{2l}{r} - 1) , \quad (5.3)$$

onde L é a indutância (μH) própria do condutor primário, l é o comprimento (m) do condutor e r é o raio (m) do condutor.

A capacitância no ramo para a terra foi obtida diretamente do ensaio de fator de dissipação do isolamento do primário para a terra. Para a resistência se utilizou a Equação 5.4 (FREIRE, 2007):

$$R = \frac{1600}{C} , \quad (5.4)$$

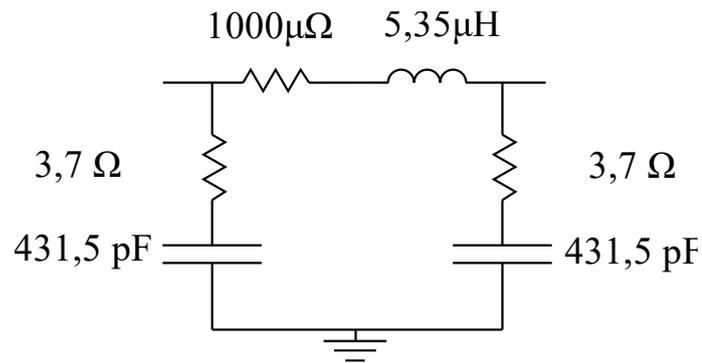
onde R é a resistência série (Ω) do isolamento e C é a capacitância (μF) do isolamento.

Os parâmetros ensaiados ou calculados são apresentados na Tabela 5.3 e Figura 5.4.

Tabela 5.3 – Parâmetros do modelo obtidos através de ensaio ou cálculos.

Parâmetro	Valor obtido (ensaiado ou calculado)
r	1000 $\mu\Omega$
L	5,35 μH
R	1,85 Ω
C	863 pF

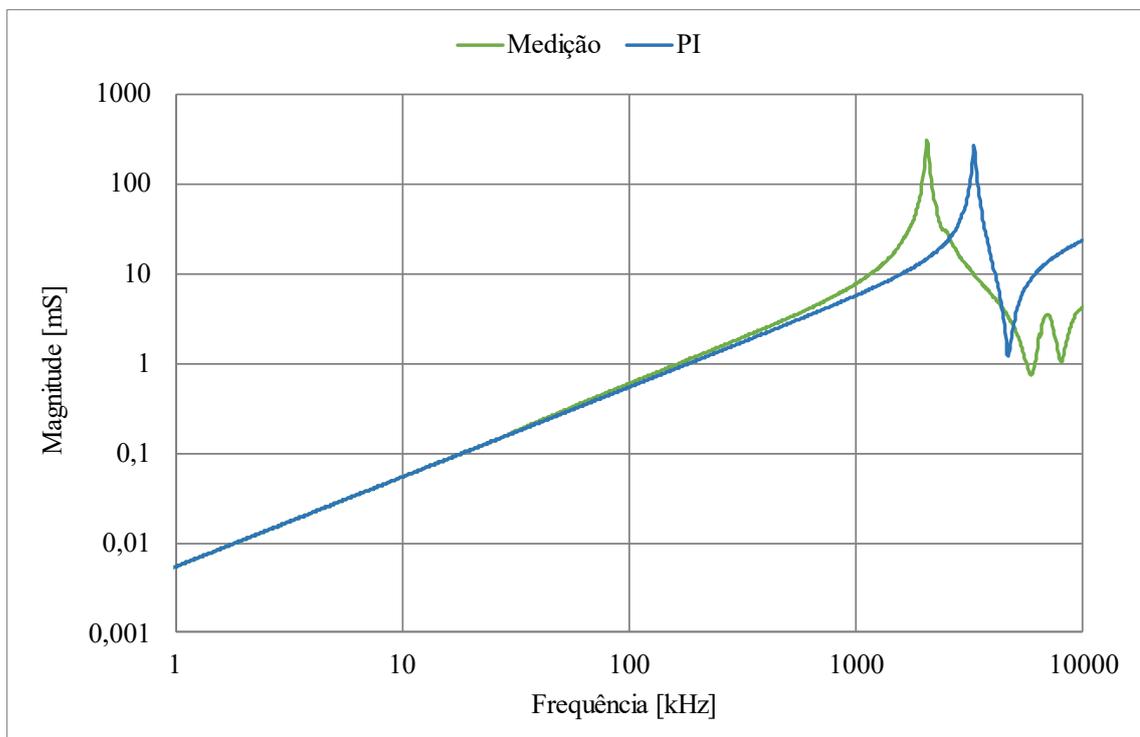
Figura 5.4 – Valores obtidos através de ensaios ou cálculos.



FONTE: Autor.

A Figura 5.5 ilustra a comparação entre os valores de admitância calculados para o circuito PI da Figura 5.4 e os medidos, onde nota-se que o ponto de ressonância da admitância do terminal primário à terra está situado em uma frequência superior à primeira ressonância medida.

Figura 5.5 – Comparação entre valores medidos e circuito PI – Terminal P1 à terra.



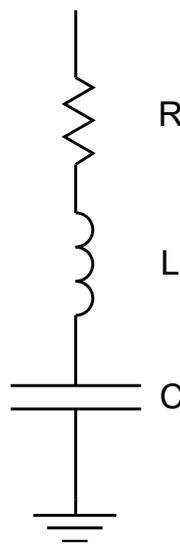
FONTE: Autor.

5.3 MODELO RLC

Baseado em um circuito RLC série, os parâmetros do circuito são ajustados iterativamente de forma que a curva da admitância calculada corresponda à admitância medida. A Figura 5.6 ilustra o circuito do modelo simplificado. Como se trata somente de um ramo conectado à terra, buscou-se ajustar os parâmetros para corresponder às medições de admitância de P1.

A Tabela 5.4 apresenta os valores obtidos iterativamente para o melhor ajuste entre os valores de admitância medidos e calculados. A Figura 5.7 e a Figura 5.8 ilustram esse ajuste. Observa-se que, devido à pouca quantidade de componentes no circuito representativo do modelo, houve pouca aderência entre os valores medidos e calculados para a faixa de frequência acima de 3 MHz.

Figura 5.6 – Circuito do modelo RLC.

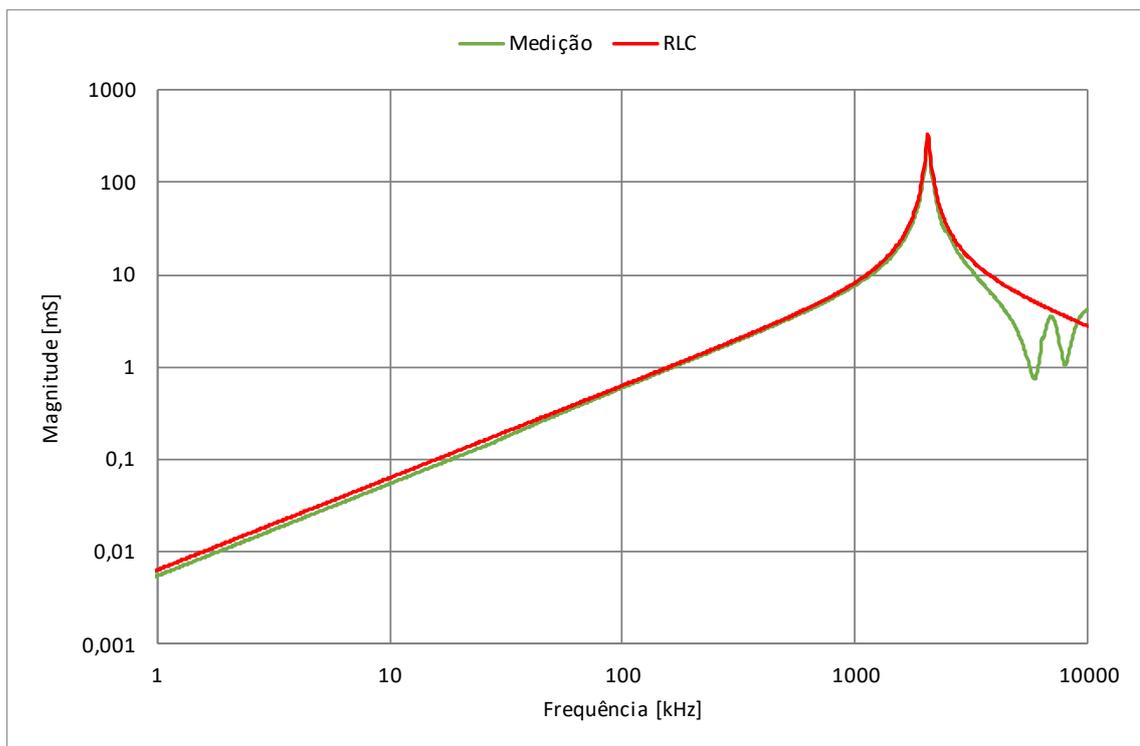


FONTE: Autor.

Tabela 5.4 – Valores obtidos iterativamente para o circuito do modelo RLC

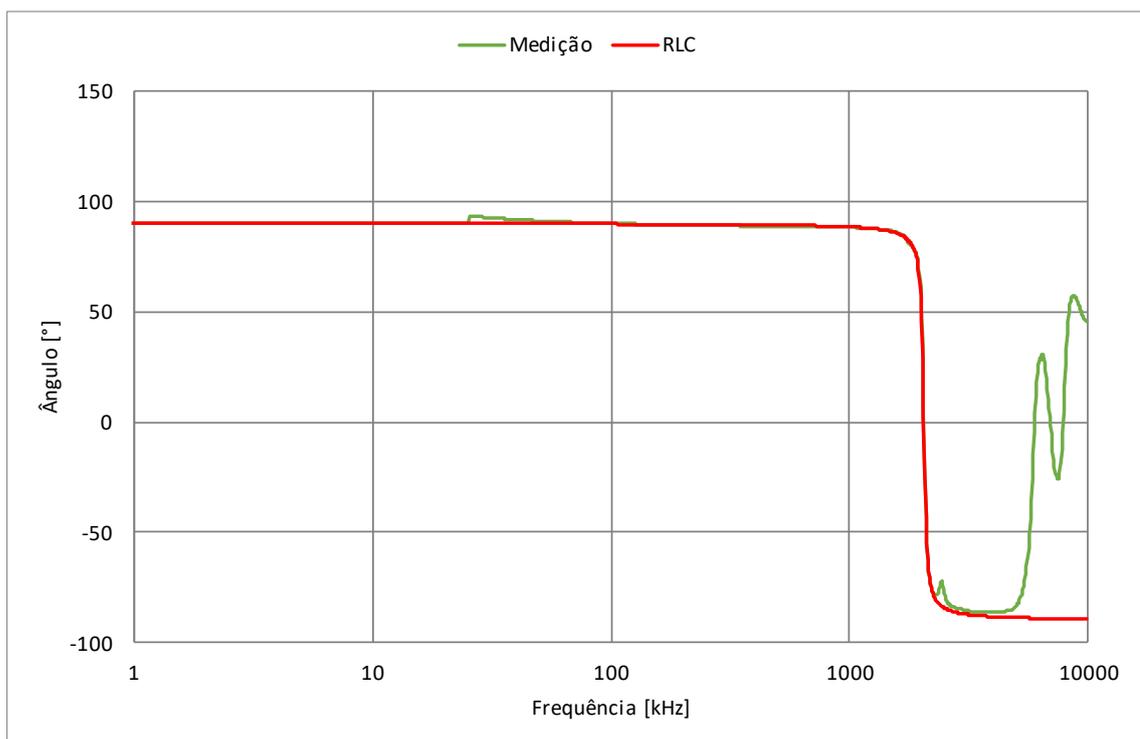
Parâmetro	Valor
R	3 Ω
L	6 μH
C	1 nF

Figura 5.7 – Comparação dos valores medidos e circuito RLC – Módulo da admitância.



FONTE: Autor.

Figura 5.8 - Comparação dos valores medidos e circuito RLC – Ângulo da admitância.



FONTE: Autor.

5.4 MODELO QUE UTILIZA *VECTOR FITTING*

Conforme metodologia apresentada na Seção 3.5, os valores de admitância medidos do terminal primário para a terra serviram de entrada para rotina *Vector Fitting Toolbox*, elaborada em Matlab (GUSTAVSEN, 2009), cujo objetivo é calcular um somatório de polos e resíduos, expresso na Equação 5.5, que expresse matematicamente os valores obtidos nas medições, com o menor erro possível.

$$Y(s) = \sum_{m=1}^N \frac{C_m}{s-a_m} + D + sE . \quad (5.5)$$

A medição é apresentada com detalhes no Capítulo 4. Ela foi realizada com equipamento moderno, que possibilita o desconto da admitância do cabo utilizado para as medições internamente, bem como possibilitou o registro de 1600 pontos. Realizou-se apenas a medição da admitância do terminal primário (P1) para a terra.

Como parâmetros de entrada da rotina *Vector Fitting*, foram utilizados 15 polos, com distribuição mista entre linear e logarítmica ao longo do eixo de frequências (*linlogcmplx*). Com exceção dos apresentados na Tabela 5.5, os demais parâmetros das rotinas *VFdriver* e *RPdriver* foram mantidos nos valores padrão. O valor “linlogcmplx” no parâmetro “poletype” é utilizado na alocação inicial dos polos e o valor “2” no parâmetro “weightparam” significa que foi utilizado como peso o inverso do módulo das medições.

A Tabela 5.6 apresenta os polos resultantes da distribuição automática e os resíduos resultantes, de acordo com a Equação 5.5. Os parâmetros D e E foram $5,2665 \times 10^{-3}$ e zero, respectivamente.

A Figura 5.9 apresenta a comparação entre os valores de magnitude da admitância medidos e os valores calculados pela rotina *Vector Fitting*, antes e depois da passivação. A Figura 5.10 apresenta a mesma comparação para o ângulo. Observa-se uma boa aderência entre os valores medidos e os valores ajustados, pois as três curvas estão sobrepostas.

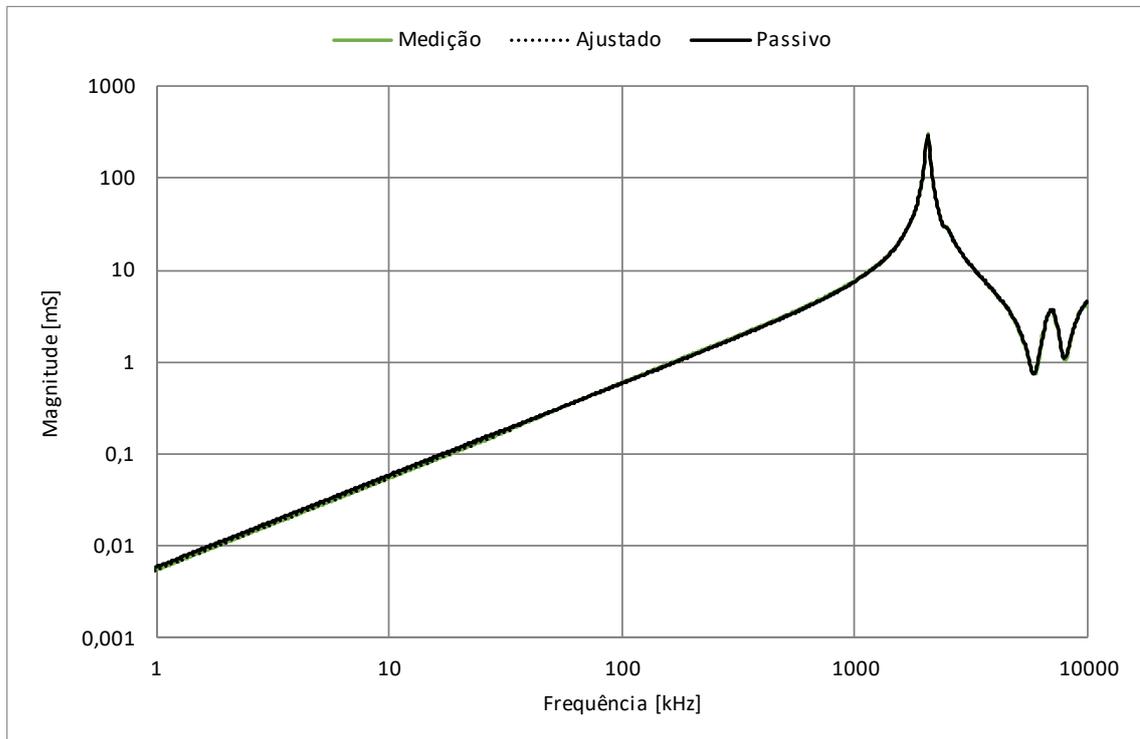
Tabela 5.5 – Opções da rotina Vector Fitting.

Parâmetro	Descrição	Valor
N	Número de polos a serem distribuídos automaticamente ao longo do eixo de frequências	10
poletype	Método de distribuição automática dos polos	linlogcmplx
weightparam	Vetor contendo os pesos para aplicar nos valores de entrada na etapa de cálculo dos mínimos quadrados	2

Tabela 5.6 – Polos distribuídos automaticamente e resíduos.

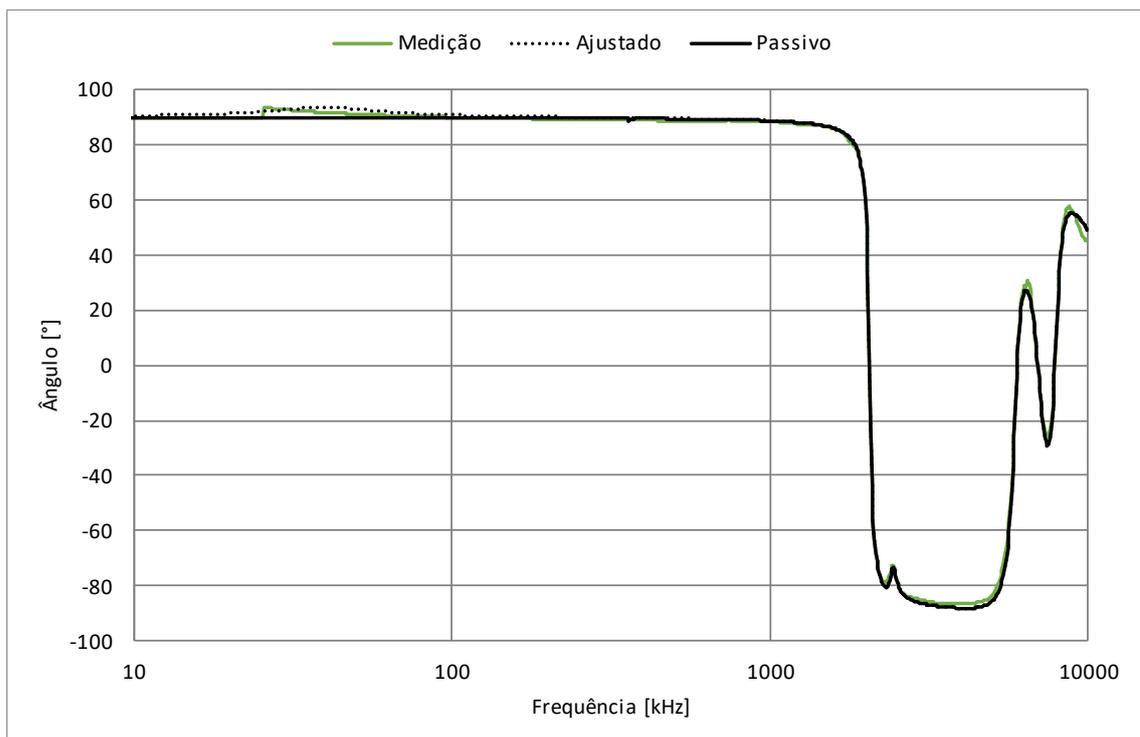
N	Polos	Resíduos
1	$-4,0855 \times 10^5$	$4,4660 \times 10^{-10}$
2	$-1,6557 \times 10^3$	$7,8796 \times 10^{-6}$
3	$-4,8033 \times 10^4$	$1,7133 \times 10^{-2}$
4	$-1,2573 \times 10^5$ $+ 2,1816i \times 10^5$	$8,4910 \times 10^{-1}$ $- 1,5912i$
5	$-1,2573 \times 10^5$ $- 2,1816i \times 10^5$	$8,491 \times 10^{-1}$ $+ 1,5912i$
6	$-9,3879 \times 10^3$ $+ 2,2624i \times 10^6$	$2,7230 \times 10^{-1}$ $+ 4,2440i \times 10^{-1}$
7	$-9,3879 \times 10^3$ $- 2,2624i \times 10^6$	$2,7230 \times 10^{-1}$ $- 4,2440i \times 10^{-1}$
8	$-2,3353 \times 10^5$ $+ 1,2905i \times 10^7$	$7,0144 \times 10^4$ $+ 8,2453i \times 10^2$
9	$-2,3353 \times 10^5$ $- 1,2905i \times 10^7$	$7,0144 \times 10^4$ $- 8,2453i \times 10^2$
10	$-4,2516 \times 10^5$ $+ 1,5338i \times 10^7$	$2,2569 \times 10^3$ $+ 8,0787i \times 10^2$
11	$-4,2516 \times 10^5$ $- 1,5338i \times 10^7$	$2,2569 \times 10^3$ $- 8,0787i \times 10^2$
12	$-3,2425 \times 10^6$ $+ 4,4273i \times 10^7$	$1,1852 \times 10^4$ $- 2,8870i \times 10^3$
13	$-3,2425 \times 10^6$ $- 4,4273i \times 10^7$	$1,1852 \times 10^4$ $+ 2,8870i \times 10^3$
14	$-2,8750 \times 10^7$ $+ 6,3245i \times 10^7$	$1,6348 \times 10^4$ $+ 1,9917i \times 10^5$
15	$-2,8750 \times 10^7$ $- 6,3245i \times 10^7$	$1,6348 \times 10^4$ $- 1,9917i \times 10^5$

Figura 5.9 – Comparação da magnitude da admitância dos valores medidos, ajustados e passivados para modelo que utiliza *Vector Fitting*.



FONTE: Autor.

Figura 5.10 – Comparação do ângulo da admitância dos valores medidos, ajustados e passivados para o modelo que utiliza *Vector Fitting*.



FONTE: Autor.

O circuito passivo que representa essa aproximação da admitância por funções racionais é função dos polos, resíduos e dos parâmetros D e E da Equação 5.5, conforme ilustrado na Figura 5.11. Os parâmetros C_0 e R_0 são dados pelas Equações 5.6 e 5.7, respectivamente:

$$C_0 = E , \quad (5.6)$$

$$R_0 = 1/D . \quad (5.7)$$

Cada polo real é dado por um ramo RL, conforme Equações 5.8 e 5.9:

$$R_1 = -1a/C , \quad (5.8)$$

$$L_1 = 1/C . \quad (5.9)$$

Cada polo complexo conjugado, representado pela Equação 5.10, é dado por um ramo RLC, conforme Equações 5.11 a 5.14:

$$P_{compl} = \frac{c' + jc''}{s - (a' + ja'')} + \frac{c' - jc''}{s - (a' - ja'')} , \quad (5.10)$$

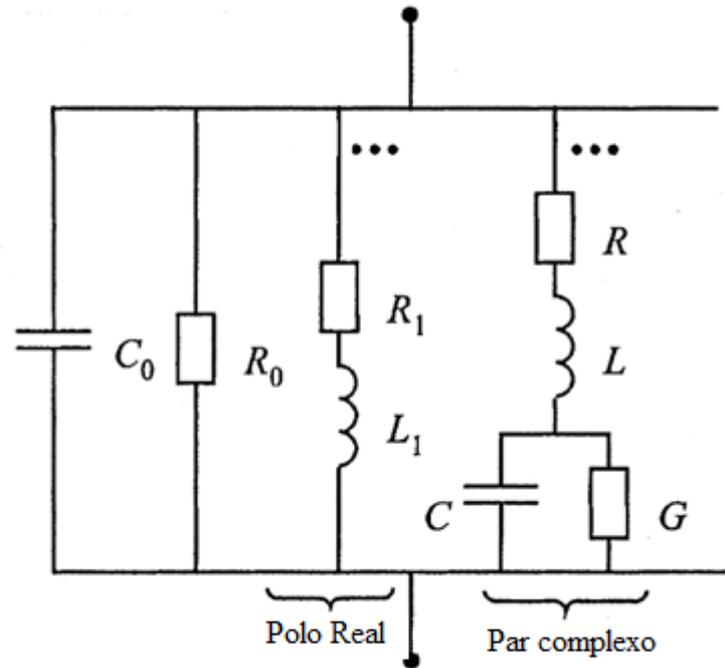
$$L = 1/(2c') , \quad (5.11)$$

$$R = (-2a' + 2(c'a' + c''a''))L , \quad (5.12)$$

$$\frac{1}{c} = (a'^2 + a''^2 + 2(c'a' + c''a''))R)L , \quad (5.13)$$

$$G = -2(c'a' + c''a'')CL . \quad (5.14)$$

Figura 5.11 – Representação das funções racionais por elementos passivos.



FONTE: Adaptado de (GUSTAVSEN, 2002).

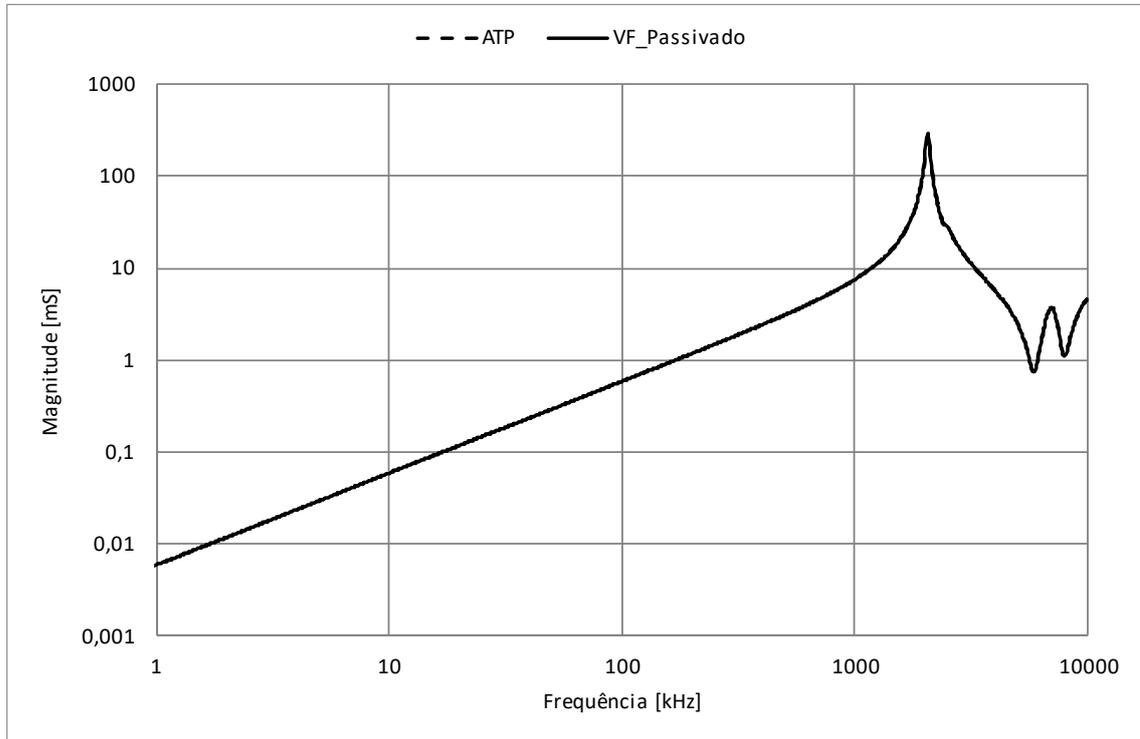
A Tabela 5.7 apresenta os valores dos parâmetros dos elementos do circuito passivo calculado pela rotina *Vector Fitting*.

Tabela 5.7 – Valores dos componentes da rede elétrica passiva gerada pela rotina Vector Fitting.

Componente	Polo/Parâmetro	Valor
R ₀	D	$1,90 \times 10^2 \Omega$
C ₀	E	0
R1	1	$5,85 \times 10^7 \Omega$
L1		$1,43 \times 10^6 \text{ H}$
R1	2	$2,04 \times 10^{10} \Omega$
L1		$1,23 \times 10^7 \text{ H}$
R1	3	$3,57 \times 10^6 \Omega$
L1		$7,44 \times 10^1 \text{ H}$
R1	4/5	$3,24 \times 10^5 \Omega$
L1		2,00 H
R2		$1,10 \times 10^6 \Omega$
C1		$1,02 \times 10^{-11} \text{ F}$
R1	6/7	$1,24 \times 10^7 \Omega$
L1		2,83 H
R2		$-1,57 \times 10^7 \Omega$
C1		$1,47 \times 10^{-14} \text{ F}$
R1	8/9	2,73 Ω
L1		$7,13 \times 10^{-6} \text{ H}$
R2		$1,41 \times 10^4 \Omega$
C1		$8,42 \times 10^{-10} \text{ F}$
R1	10/11	$1,30 \times 10^3 \Omega$
L1		$2,22 \times 10^{-4} \text{ H}$
R2		$-1,18 \times 10^4 \Omega$
C1		$1,70 \times 10^{-11} \text{ F}$
R1	12/13	$-3,18 \times 10^2 \Omega$
L1		$4,22 \times 10^{-5} \text{ H}$
R2		$6,26 \times 10^3 \Omega$
C1		$1,14 \times 10^{-11} \text{ F}$
R1	14/15	$2,25 \times 10^4 \Omega$
L1		$-3,05 \times 10^{-5} \text{ H}$
R2		$-2,27 \times 10^4 \Omega$
C1		$-5,53 \times 10^{-14} \text{ F}$

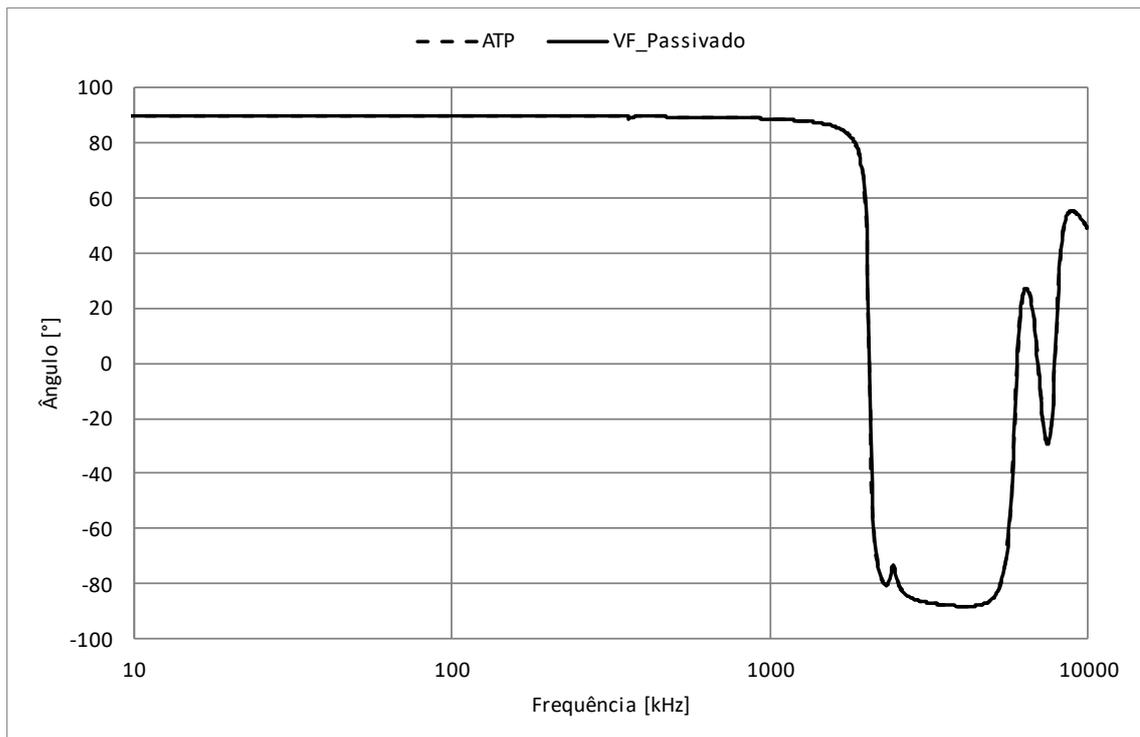
O circuito foi inserido no ATPDraw e sua resposta em frequência foi extraída através da funcionalidade *Frequency Scan*. Os valores resultantes foram comparados aos da rotina *Vector Fitting*, conforme ilustram as Figuras 5.13 (módulo) e 5.12 (ângulo). Observa-se a completa aderência com o gráfico extraído do EMTP/ATP, pois as curvas estão sobrepostas, o que mostra que o circuito sintetizado realmente representa as curvas de módulo e ângulo da admitância do transformador de corrente.

Figura 5.12 – Comparação do módulo da admitância entre ATP e rotina Vector Fitting passivado.



FONTE: Autor.

Figura 5.13 – Comparação do ângulo da admitância entre ATP e rotina Vector Fitting passivado.



FONTE: Autor.

5.5 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS

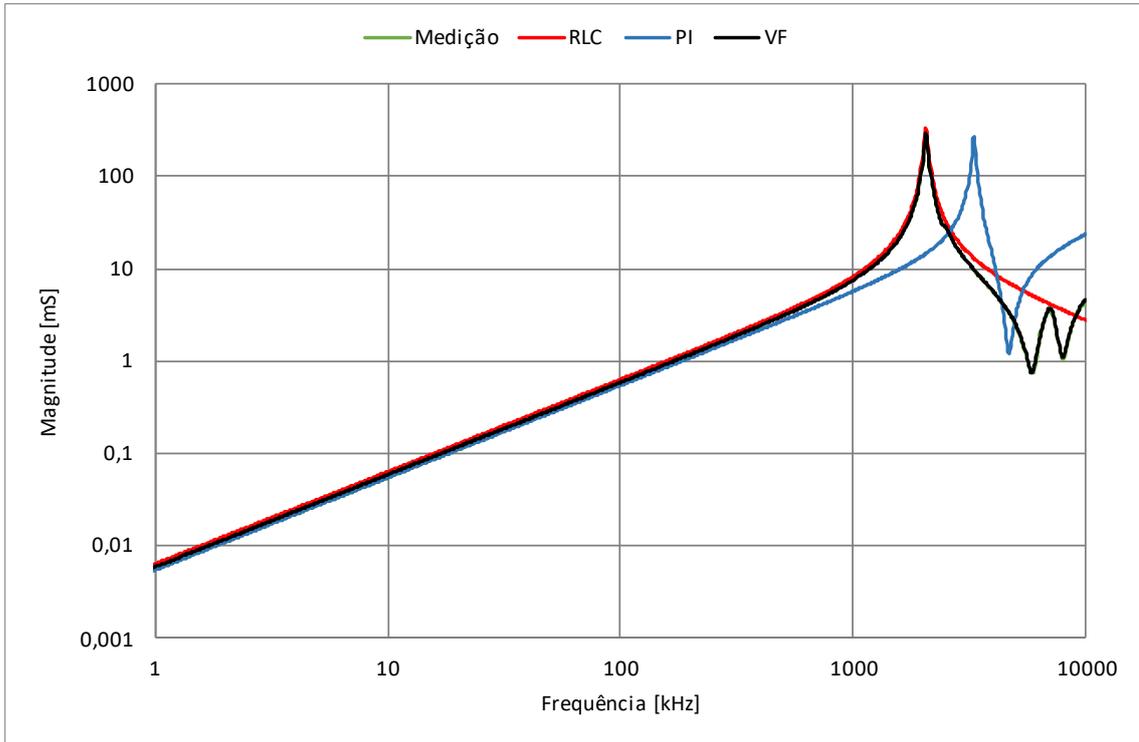
A Figura 5.14 ilustra a comparação entre o módulo da admitância dos três modelos e da medição. Até aproximadamente 500 kHz, as curvas estão sobrepostas. A partir desse ponto, as curvas apresentam características diferentes, de acordo com a complexidade de cada modelo. A primeira frequência de ressonância do modelo PI é superior à identificada pela medição e, de maneira geral, apresenta valores de pico da mesma ordem da medição. Em relação à primeira frequência de ressonância, o modelo RLC está melhor ajustado à curva medida, porém, devido à falta de elementos no modelo, é incapaz de reproduzir a complexidade da curva medida após a ressonância.

Observa-se que o modelo que utiliza o *vector fitting* é o que possui a melhor aderência à curva da medição, com especial atenção para a região dos MHz.

A Figura 5.15 apresenta a comparação entre o ângulo da admitância dos três modelos e a medição. Até algumas centenas de kHz, as curvas estão sobrepostas. Nas frequências mais elevadas, o ângulo da admitância dos modelos difere. O ângulo do modelo PI é 90° em todo o espectro analisado, com exceção do trecho entre as duas frequências de ressonância, quando ele é próximo de -90° . Após a ressonância, o modelo RLC passa de capacitivo para indutivo.

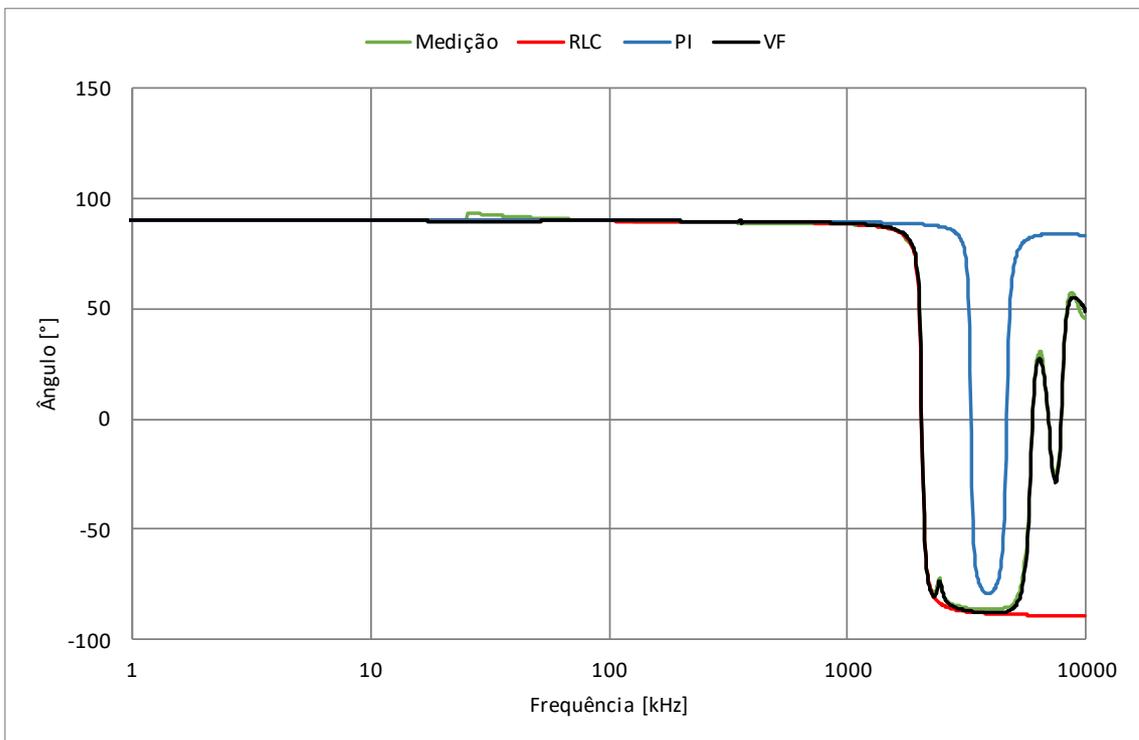
Nota-se que, da mesma forma que foi constatado para o módulo da admitância, o modelo que utiliza *vector fitting* é o que melhor representa o ângulo da admitância para frequências mais elevadas. Assim, pode-se afirmar que este modelo é o mais adequado para ser utilizado em simulações de transitórios eletromagnéticos que estudem fenômenos de alta frequência, como as manobras de chaves seccionadoras em subestações de extra alta tensão isoladas a ar. Estas simulações são apresentadas no Capítulo 6.

Figura 5.14 – Comparação do módulo da admitância entre os três modelos e a medição.



FONTE: Autor.

Figura 5.15 – Comparação do ângulo da admitância entre os três modelos e a medição.



FONTE: Autor.

6 SIMULAÇÕES COM EMTP-ATP

A simulação dos fenômenos decorrentes da abertura de chave seccionadora em subestações de extra alta tensão é de fundamental importância para se obter um prognóstico dos valores de pico e frente de onda dos surtos de tensão e corrente a que o transformador de corrente é submetido ao longo da manobra.

Neste capítulo, os modelos de transformador de corrente obtidos no Capítulo 5 foram inseridos em um modelo de subestação de 525 kV para simulações no software EMTP-ATP com auxílio do pré-processador ATPDraw. A manobra simulada foi a abertura da chave seccionadora situada imediatamente ao lado do transformador de corrente, que é submetido às oscilações de alta frequência decorrentes do arco elétrico gerado por esta manobra.

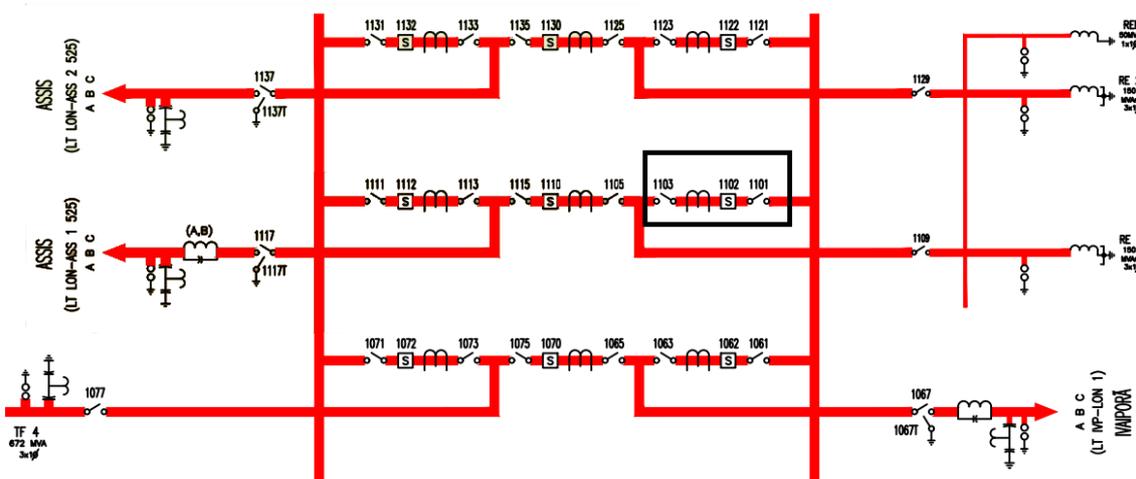
6.1 CASO-BASE

Como o fenômeno estudado atinge frequências da ordem de MHz, a modelagem da rede se restringe à subestação estudada. Devido ao passo de simulação ser muito reduzido (5 ns) e por não alterar significativamente os resultados, não é recomendável, e muitas vezes impraticável, a modelagem de longos trechos de linhas de transmissão ou subestações vizinhas. A exceção é se as linhas forem muito curtas ou se as subestações forem contíguas.

O caso-base modelado no ATPDraw foram 3 vãos da Subestação Londrina da CGT Eletrosul, como é ilustrado na Figura 6.1. Conforme foi apresentado na Seção 3.4, as barras e condutores da subestação foram representadas por parâmetros distribuídos com parâmetros dependentes da frequência, no modelo conhecido como “JMarti” (MARTI, 1982). Os equipamentos, com exceção da chave seccionadora manobrada e do transformador de corrente estudado, foram individualmente modelados como um capacitor conectado à terra. O arco-elétrico foi modelado através de resistores controlados por TACS e uma rotina MODELS.

Inicialmente, modelou-se a subestação inteira, mas a escolha de apenas 3 vãos foi devido ao longo tempo de simulação. Além disso, as conclusões não mudam com a retirada dos vãos mais distantes do local de manobra.

Figura 6.1 – Diagrama unifilar dos vãos representados da SE Londrina da CGT Eletrosul.



FONTE: Adaptado de CGT Eletrosul.

6.2 DESCRIÇÃO DA MANOBRA

A manobra foi realizada no vão do reator 1 da SE Londrina, conforme destacado na Figura 6.2. O objetivo da manobra é isolar o DJ 1102 para manutenção, conforme sequência apresentada na Tabela 6.1.

Figura 6.2 – Equipamentos manobrados do vão do Reator 1 da SE Londrina.



FONTE: Adaptado de CGT Eletrosul.

Tabela 6.1 – Sequência de manobras para isolar o DJ 1102.

Sequência	Manobra	Descrição
1	Abertura do DJ 1102	A simulação já considera o DJ aberto
2	Abertura da CS 1103	Simulação por MODELS e chaves TACS
3	Abertura da CS 1101	Para as simulações, está sempre fechada

Como o foco da simulação são as maiores solicitações de tensão e de corrente sobre o transformador de corrente adjacente, e dado que o passo de simulação é muito reduzido, a simulação se restringiu a um período de 20 ms, quando o arco elétrico é restabelecido e extinto pelas duas últimas vezes. Após esse instante, a chave seccionadora continua a abrir sem restabelecimento de arco elétrico.

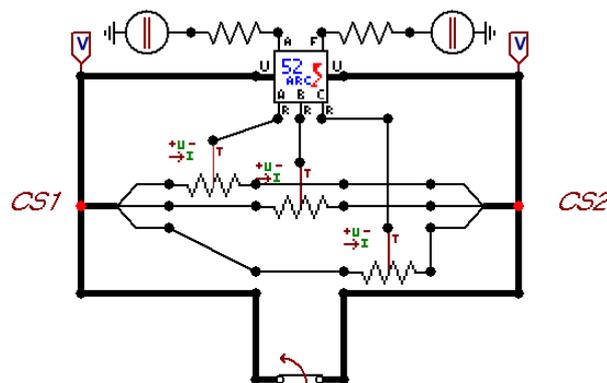
6.3 MODELAGEM DO ARCO ELÉTRICO POR MODELS

A Figura 6.3 ilustra a representação gráfica no ATPDraw dos resistores TACS e MODELS do arco elétrico. Os nós CS1 e CS2 são os terminais da chave seccionadora. Os resistores têm os seus valores de resistência variáveis, de acordo com os cálculos realizados pela rotina MODELS, apresentados na Seção 3.3.4. Os terminais A (abrir) e F (fechar), conectados a duas fontes de tensão em corrente contínua, sinalizam para a rotina se a chave seccionadora abrirá ou fechará, respectivamente.

A chave situada na parte inferior do conjunto está fechada até o instante t_0 , quando é aberta. Ela serve para equalizar as cargas no cálculo de regime permanente (*steady-state*) que é feito pelo EMTP-ATP antes da simulação com integração numérica (*time-step simulation*). Ela é necessária porque os resistores controlados por TACS sempre são considerados circuito aberto no cálculo prévio de regime permanente, e então, a partir do instante $t=0$ da simulação, dependendo das condições do dielétrico e da tensão submetida às chaves, pode haver restabelecimento de arco ou não.

Na Seção 6.4 são apresentados os resultados de simulação, onde pode ser observado o comportamento do arco elétrico, conforme cálculo da MODELS.

Figura 6.3 – Representação gráfica dos resistores TACS e MODELS do arco elétrico.



FONTE: Adaptado de (MIGUEL, 2009).

6.4 SIMULAÇÕES

Realizaram-se simulações com os três modelos de transformador de corrente analisados no Capítulo 5, mantendo-se idênticas as demais configurações da subestação e condições do sistema e de simulação.

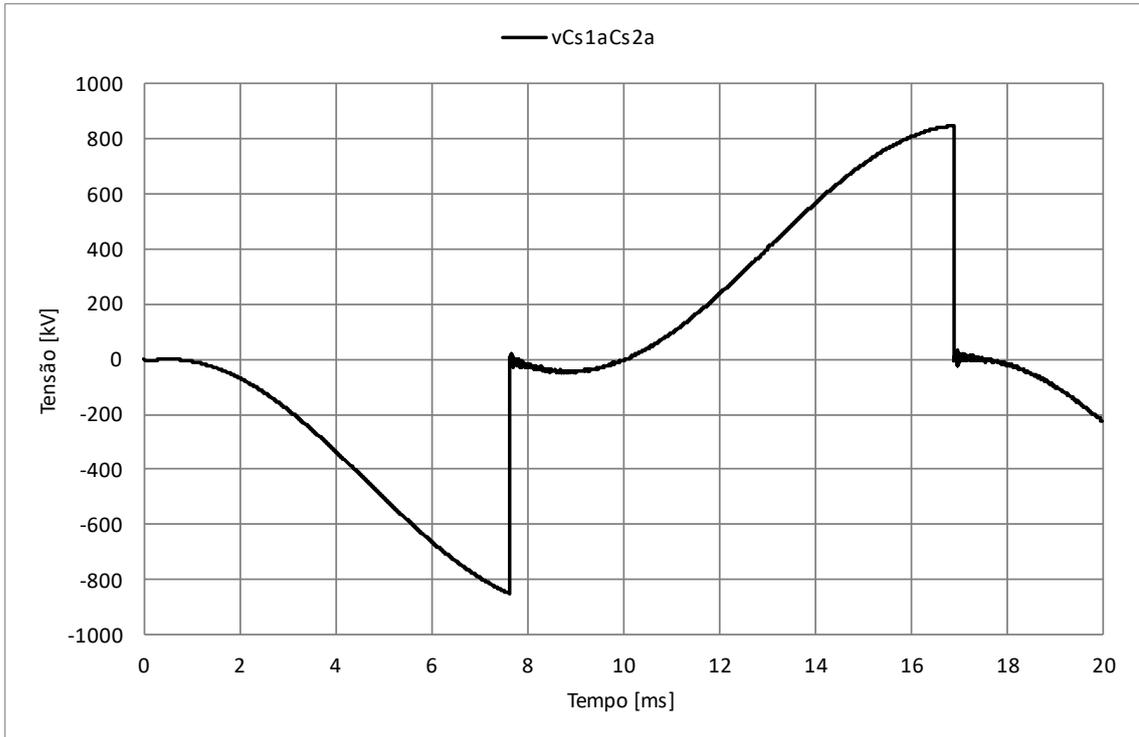
Como já mencionado, as simulações tiveram duração de 20 ms e passo de integração de 5 ns. A abertura da chave encontra-se em tal posição que os dois restabelecimentos de arco simulados são os últimos, portanto os mais severos em amplitude devido à maior diferença de potencial entre os terminais da chave seccionadora no instante do restabelecimento do arco.

O penúltimo restabelecimento ocorre entre 7,5 ms e 8 ms do início da simulação. O último ocorre aproximadamente em 17 ms.

O comportamento do arco elétrico e da chave seccionadora, modelados pela rotina em MODELS, pode ser observado na Figura 6.4, que ilustra a tensão entre os terminais da chave. Observa-se que no início da simulação, a tensão entre os contatos é nula, o que indica que o arco elétrico acabou de ser estabelecido e extinto. Então, a tensão entre os terminais se eleva conforme a tensão de 60 Hz do sistema avança no tempo. Aos 7,61 ms, ocorre o rompimento do dielétrico entre os contatos da chave, quando a tensão cai rapidamente para zero. O restabelecimento e extinção do arco pode ser visualizado na Figura 6.5, que detalha o instante do restabelecimento do arco. Nota-se que de 7,61 ms a 7,66 ms o arco elétrico está estabelecido, e ao final deste intervalo ele se extingue, o que pode ser visualizado pelo aumento da tensão entre os terminais da chave seccionadora.

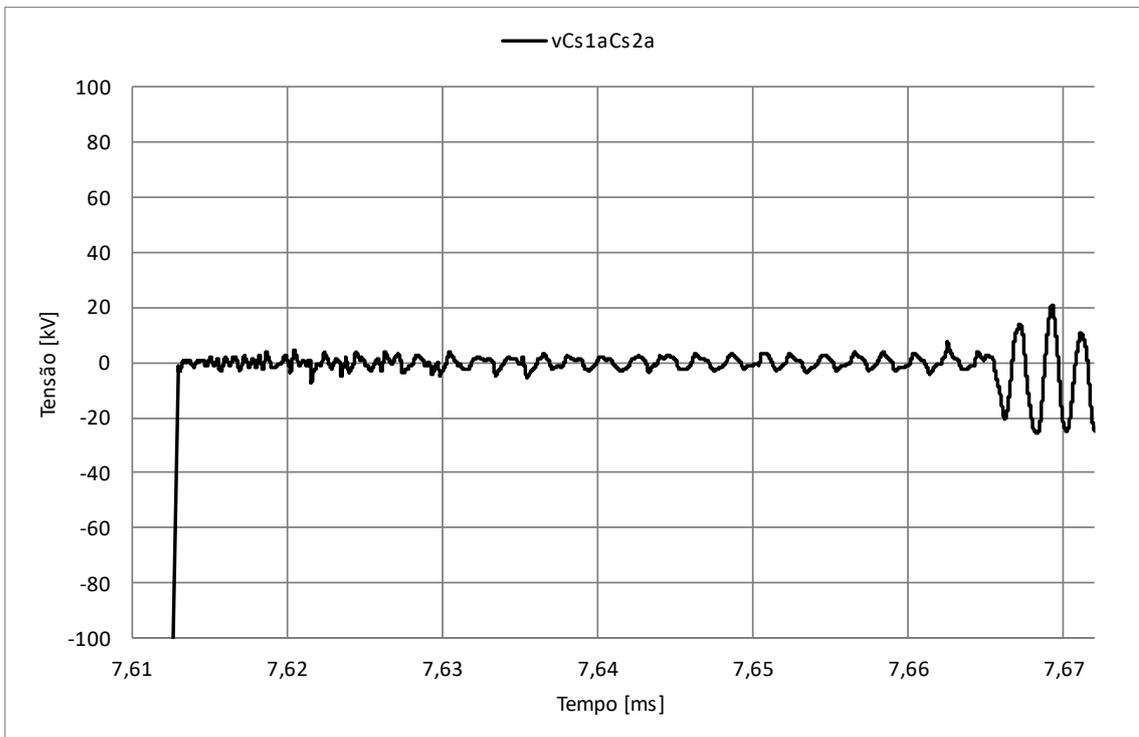
Da Seção 6.4.1 a 6.4.3 são apresentados os gráficos das simulações no domínio do tempo com o software EMTP-ATP para cada modelo de transformador de corrente utilizado. Todos as demais condições de simulação mantiveram-se. A Seção 6.4.4 apresenta a comparação entre as simulações.

Figura 6.4 – Tensão entre os terminais da chave seccionadora - Tensão do arco elétrico.



FONTE: Autor.

Figura 6.5 – Detalhe da tensão entre os terminais da chave seccionadora – Tensão do arco elétrico.



FONTE: Autor.

6.4.1 Modelo PI

A Figura 6.6 apresenta o resultado da simulação com o modelo PI, para todo o instante de simulação, da tensão no terminal primário do transformador de corrente e nos terminais da chave seccionadora. As tensões v_{CS1} e v_{CS2} representam os terminais da chave seccionadora, enquanto v_{TC} representa a tensão no terminal primário do transformador de corrente. As variáveis v_{TC} e v_{CS2} estão sobrepostas, pois o transformador de corrente está conectado no terminal CS2 da chave seccionadora através de um pequeno trecho de cabo. Observa-se que, aos aproximadamente 7,5 ms e 17,0 ms, a tensão entre os terminais da chave seccionadora atinge o valor de suportabilidade dielétrica entre os contatos, quando ocorre o restabelecimento do arco elétrico, equalizando-se a tensão do terminal CS2 à do terminal CS1. Em alguns microssegundos, o arco se extingue novamente.

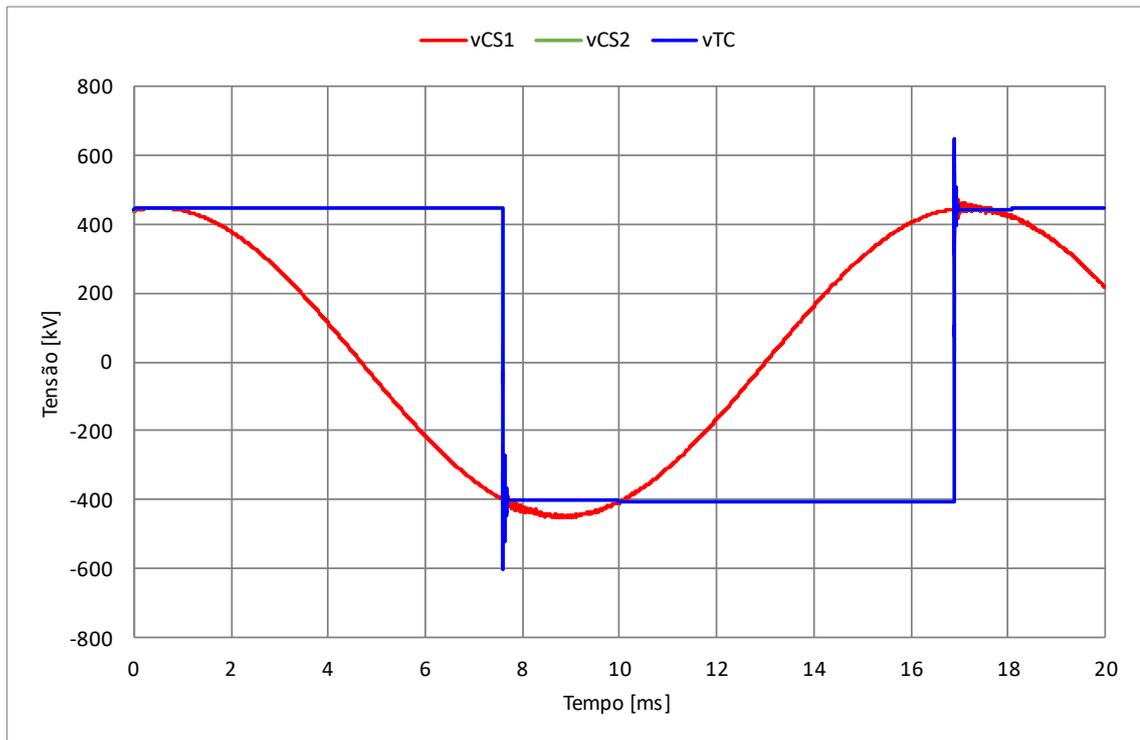
A Figura 6.7 ilustra o resultado de simulação da corrente que flui do terminal primário do transformador de corrente à terra, através da isolamento. Nota-se que, aos aproximadamente 7,5 ms e 17,0 ms, o surto de tensão gerado pelo restabelecimento do arco elétrico atinge o transformador de corrente, quando ocorre um pico de corrente devido à menor impedância do equipamento frente a formas de onda de frequência mais elevada.

O detalhe do comportamento da tensão no terminal primário do transformador de corrente no primeiro restabelecimento do arco elétrico da simulação pode ser observado na Figura 6.8, com ainda mais detalhe na Figura 6.9. Após o restabelecimento do arco elétrico aos 7,61 ms de simulação, a tensão no terminal da chave seccionadora que está conectado no transformador de corrente se iguala ao do outro terminal, conectada ao sistema, fazendo com que a tensão no terminal primário do transformador de corrente vá de 450 kV a -600 kV (1050 kV) em 350 ns. O valor de pico é tão expressivo quanto ao que o equipamento é submetido no ensaio de múltiplos impulsos cortados (1070 kV), e o tempo de decaimento da onda é similar, entretanto ainda ocorre inversão de polaridade da tensão. A forma de onda da tensão mantém um comportamento oscilatório por cerca de 60 μ s.

O detalhe da forma de onda da corrente que flui do terminal primário do transformador de corrente para à terra é ilustrado na Figura 6.10, com ainda mais detalhe na Figura 6.11. O surto de tensão incidente no transformador de corrente causado pelo restabelecimento do arco elétrico aos 7,61 ms faz com que uma corrente de valor considerável flua pela isolamento do equipamento. Percebe-se que o comportamento da corrente é muito mais oscilatório que o da tensão, pois ela atingiu o valor de 5,7 kA em apenas 50 ns. Esse comportamento é dado pela

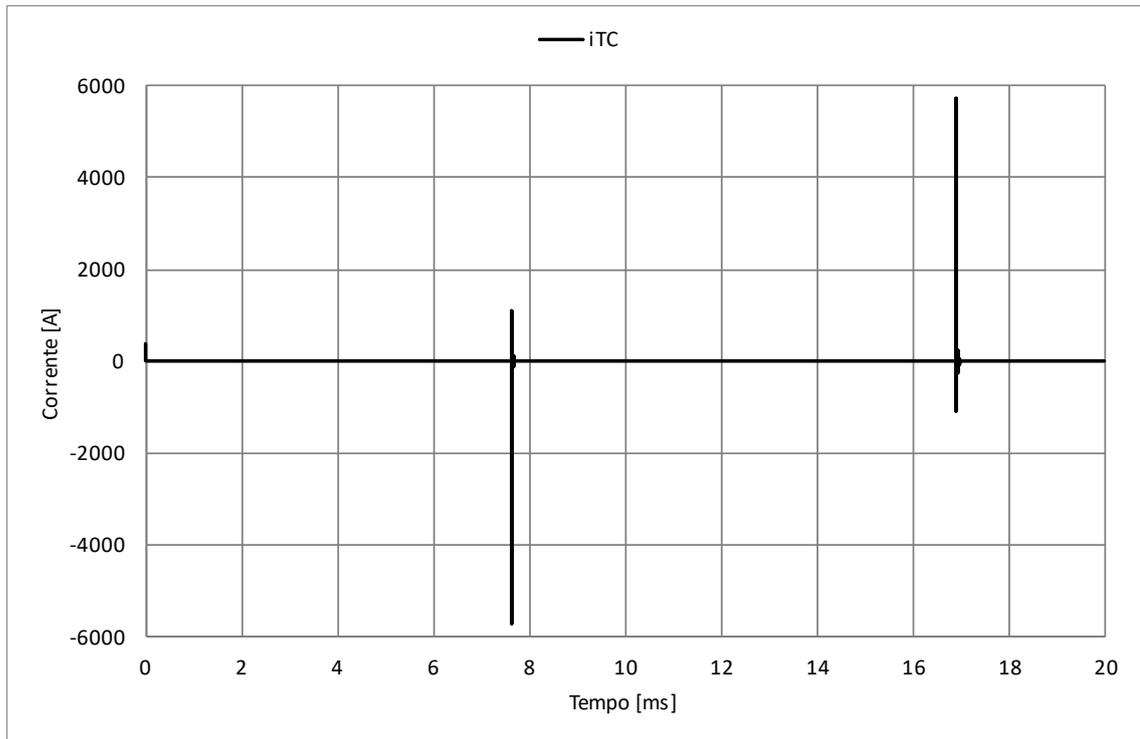
topologia do ramo à terra conectado ao terminal adjacente à chave seccionadora, composto somente por uma capacitância e resistência de valor reduzido em série.

Figura 6.6 – Tensão no terminal primário do transformador de corrente e em cada terminal da chave seccionadora.



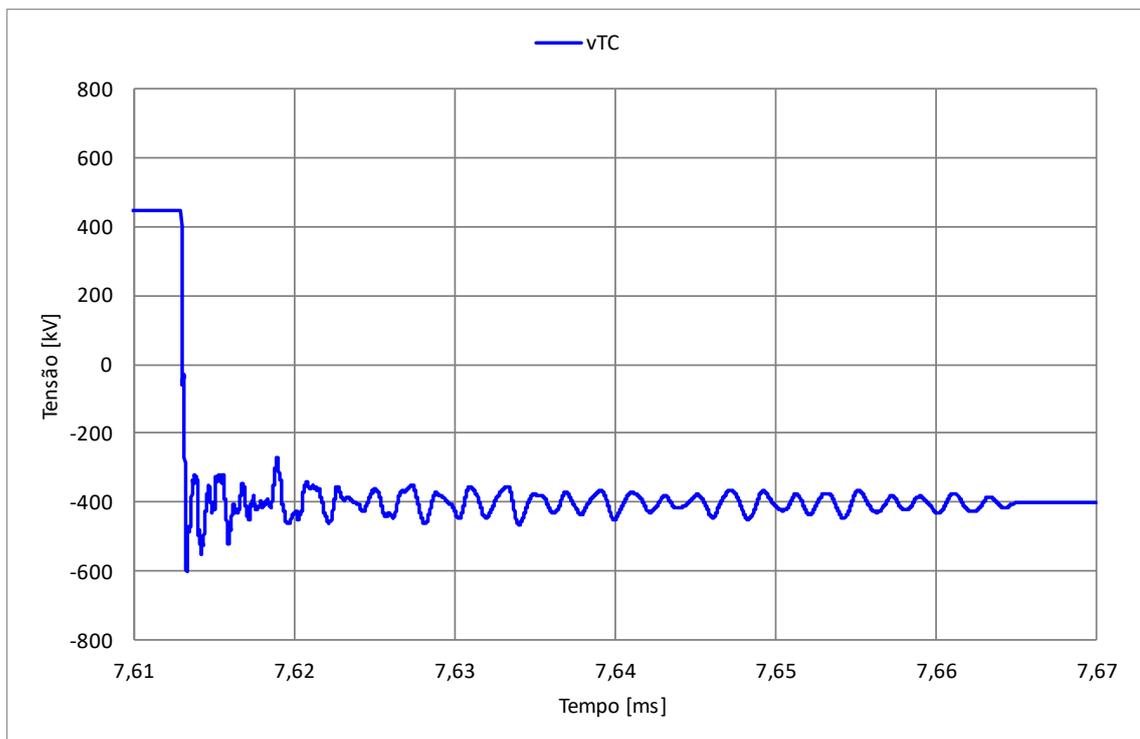
FONTE: Autor.

Figura 6.7 – Corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



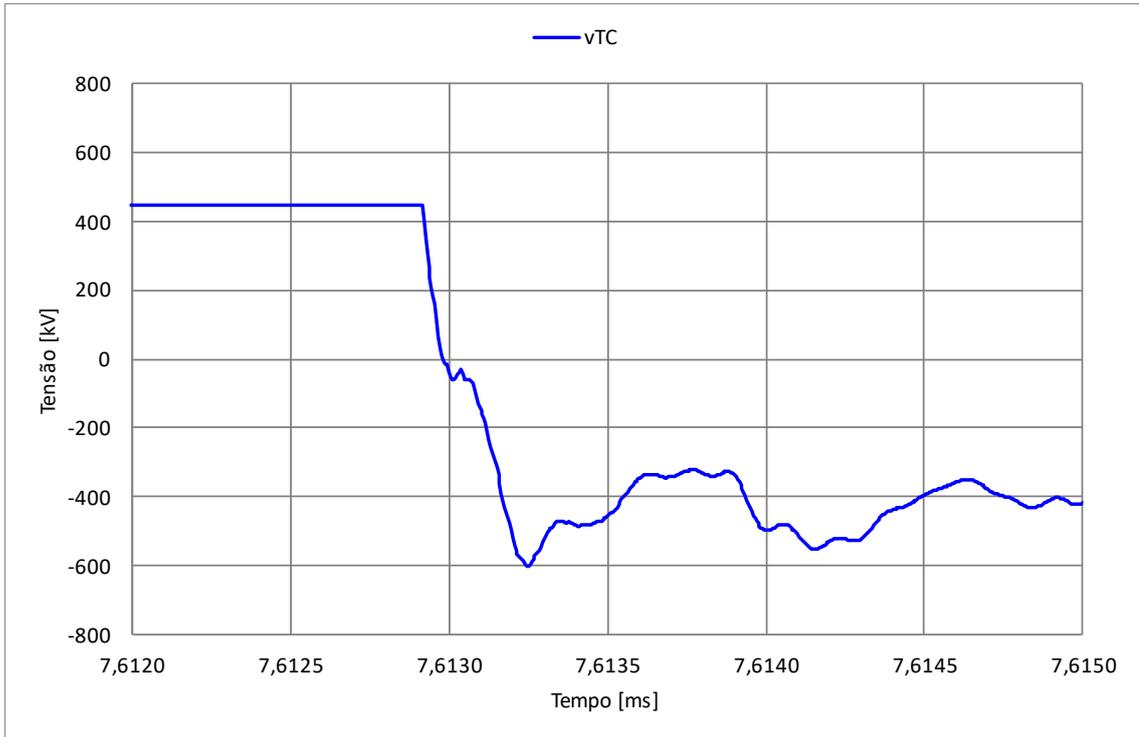
FONTE: Autor.

Figura 6.8 – Detalhe da primeira oscilação da tensão no terminal primário do transformador de corrente.



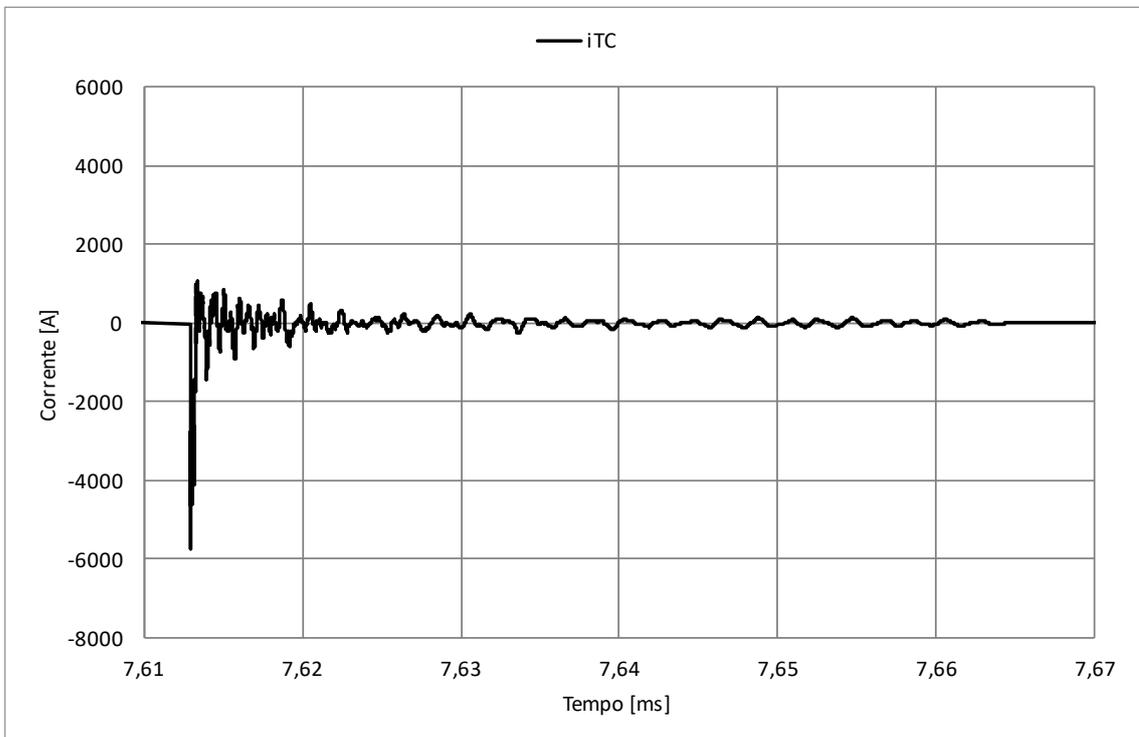
FONTE: Autor.

Figura 6.9 – Primeiro pico da tensão no terminal primário do transformador de corrente.



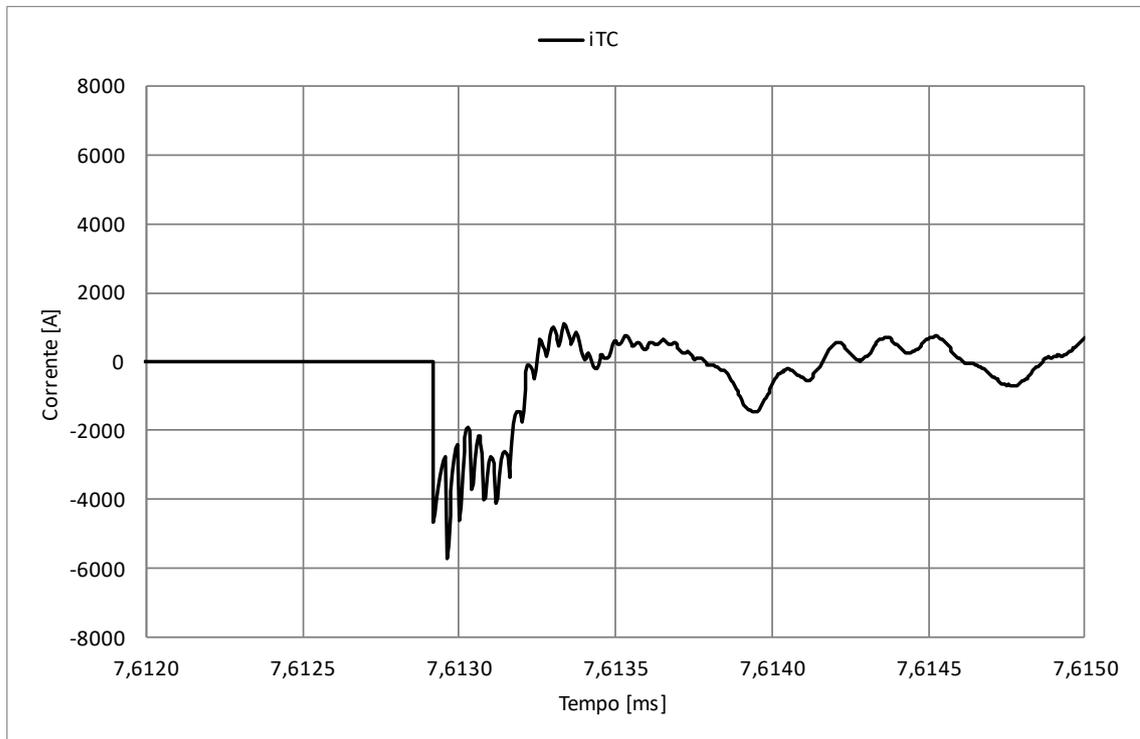
FONTE: Autor.

Figura 6.10 – Detalhe da primeira oscilação na corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



FONTE: Autor.

Figura 6.11 – Detalhe do primeiro pico da corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



FONTE: Autor.

6.4.2 Modelo RLC

A Figura 6.12 apresenta o resultado da simulação com o modelo RLC para todo o instante de simulação para a tensão no terminal primário do transformador de corrente e nos terminais da chave seccionadora. As tensões v_{CS1} e v_{CS2} representam os terminais da chave seccionadora, enquanto v_{TC} representa a tensão no terminal primário do transformador de corrente. As variáveis v_{TC} e v_{CS2} estão sobrepostas, pois o transformador de corrente está conectado no terminal CS2 da chave seccionadora através de um pequeno trecho de cabo. Observa-se que, semelhante ao comportamento do modelo PI apresentado na Seção 6.4.1, aos aproximadamente 8 ms e 16 ms, a tensão entre os terminais da chave seccionadora atinge o valor de suportabilidade dielétrica entre os contatos, quando ocorre o restabelecimento do arco elétrico, equalizando-se a tensão do terminal CS2 à do terminal CS1. Em alguns microssegundos, o arco se extingue novamente.

A Figura 6.13 ilustra o resultado de simulação da corrente que flui do terminal primário do transformador de corrente à terra, através da isolação. Nota-se que, aos aproximadamente 8 ms e 16 ms, o surto de tensão gerado pelo restabelecimento do arco elétrico atinge o

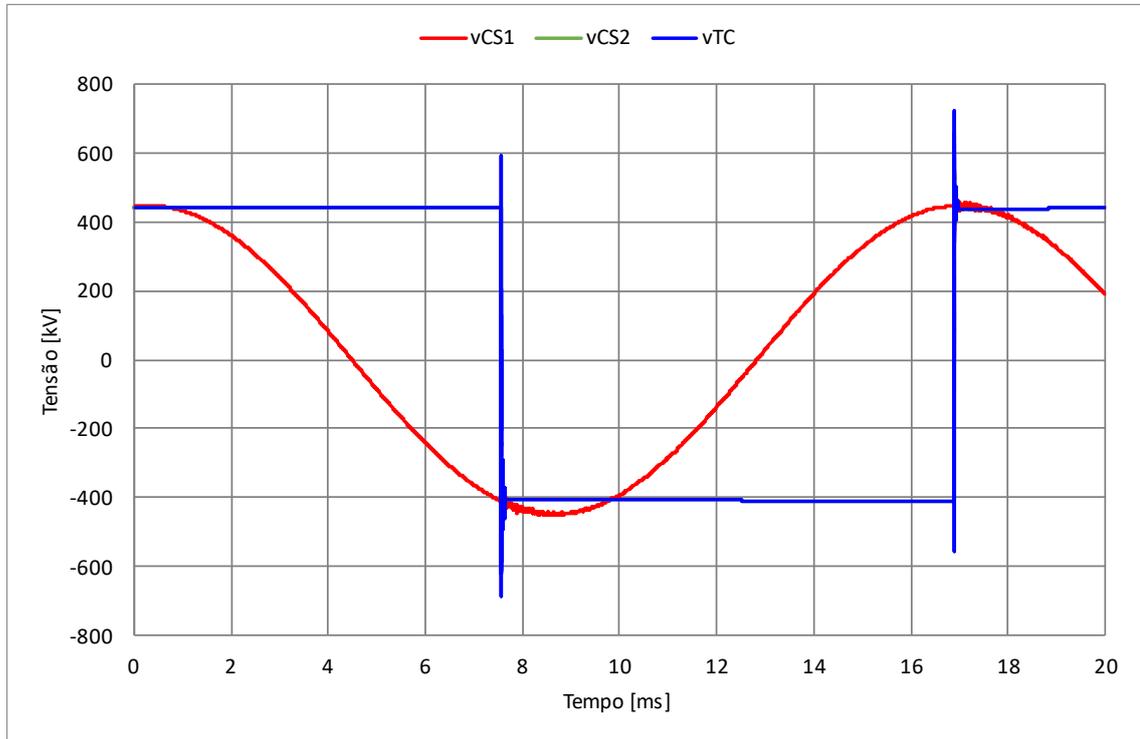
transformador de corrente, quando ocorre um pico de corrente devido à menor impedância do equipamento frente a formas de onda de frequência mais elevada.

O detalhe do comportamento da tensão no terminal primário do transformador de corrente no primeiro restabelecimento do arco elétrico da simulação pode ser observado na Figura 6.14, com ainda mais detalhe na Figura 6.15. Após o restabelecimento do arco elétrico aos 7,574 ms de simulação, a tensão no terminal da chave seccionadora que está conectado no transformador de corrente se iguala ao do outro terminal, conectado ao sistema. Observa-se que, devido a característica indutiva deste modelo para surtos de frente muito rápida, ocorre importante oscilação da tensão de frequência muito elevada, fazendo com que a tensão vá de 550 kV a -250 kV (800 kV) em apenas 20 ns. A forma de onda da tensão mantém um comportamento oscilatório por cerca de 70 μ s.

O detalhe da forma de onda da corrente que flui do terminal primário do transformador de corrente para a terra é ilustrado na Figura 6.16, e seu detalhe na Figura 6.17. Percebe-se que, após a incidência do surto de tensão decorrente do restabelecimento do arco elétrico aos 7,574 ms, ocorre um pico de corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra. O comportamento oscilatório é mais discreto que o da tensão devido à característica indutiva desse modelo nessa faixa de frequência. Nota-se que a corrente atingiu o valor de 5,5 kA em 150 ns.

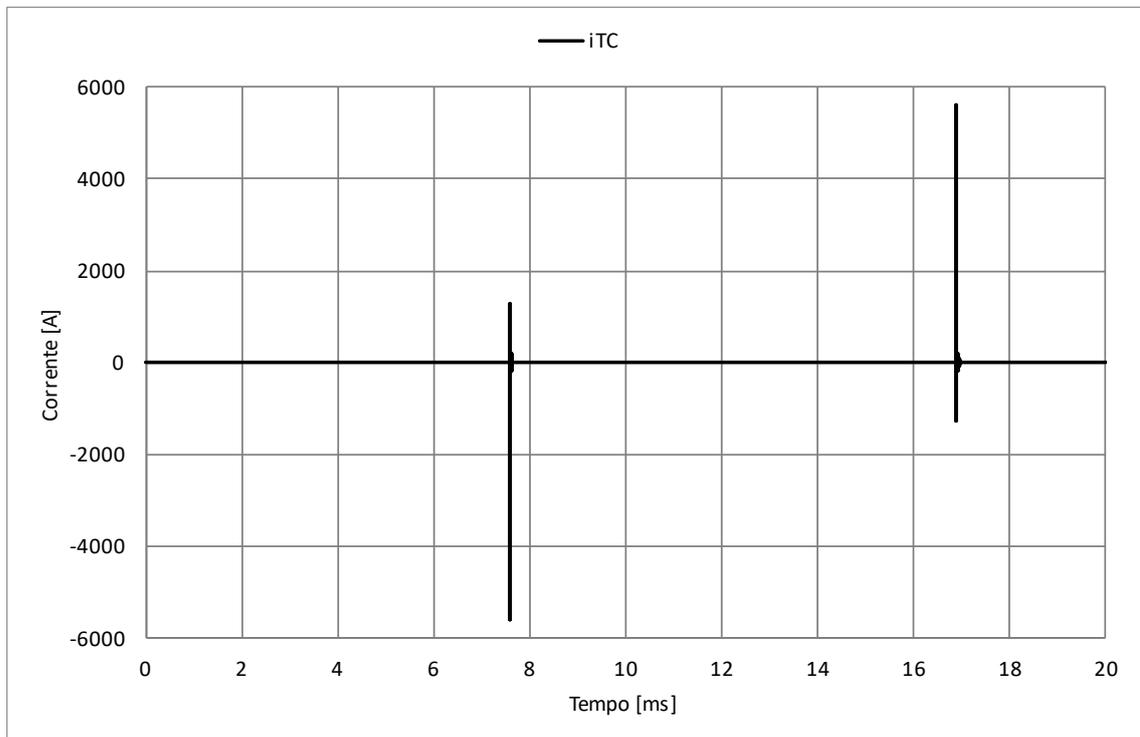
Tanto para a tensão quanto para a corrente, a oscilação termina em cerca de apenas 75 μ s.

Figura 6.12 – Tensão no terminal primário do transformador de corrente e em cada terminal da chave seccionadora.



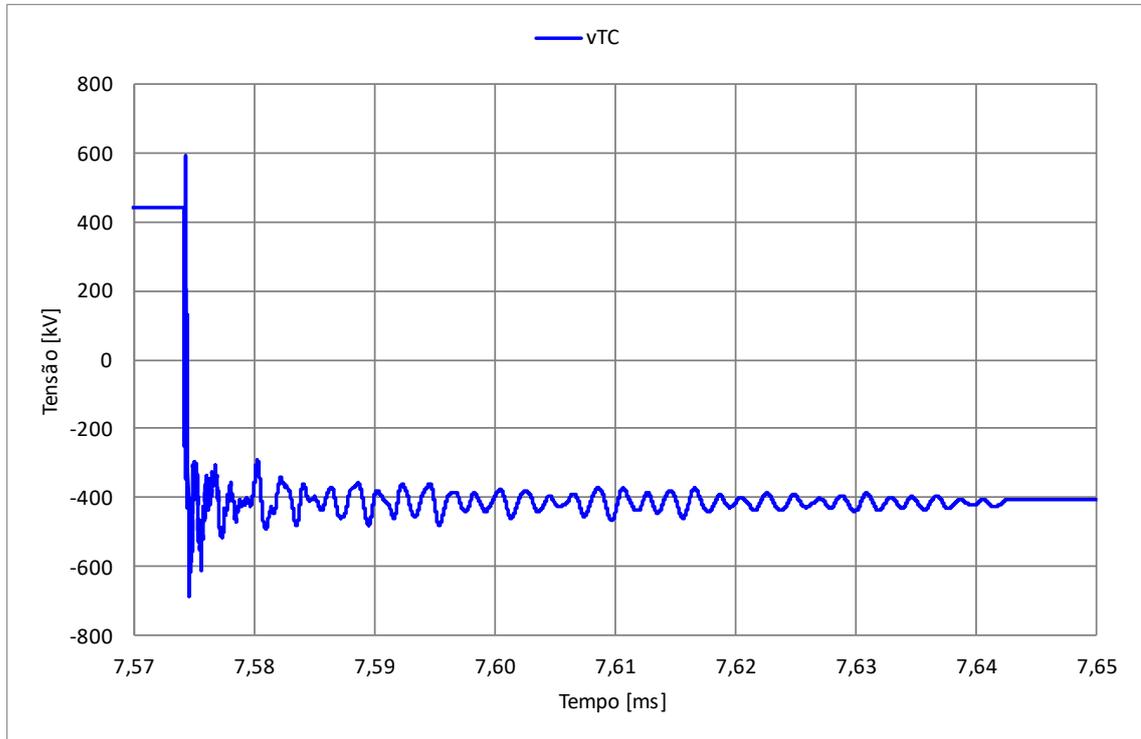
FONTE: Autor.

Figura 6.13 – Corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



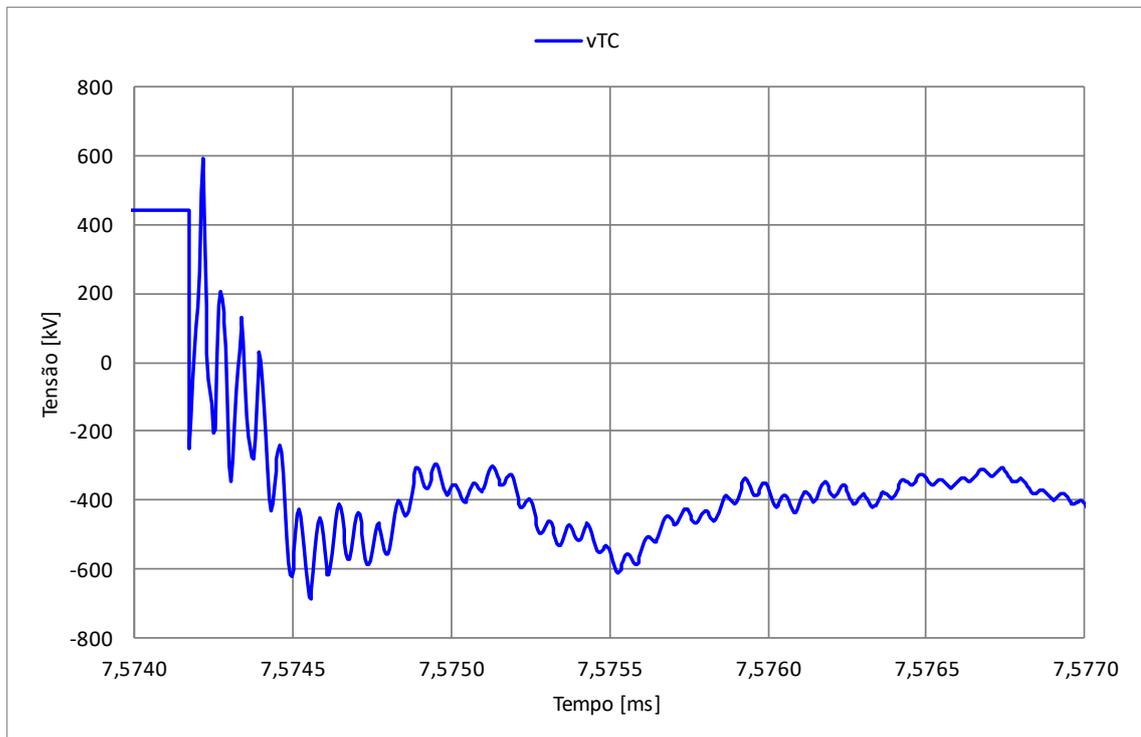
FONTE: Autor.

Figura 6.14 – Detalhe da primeira oscilação da tensão no terminal primário do transformador de corrente.



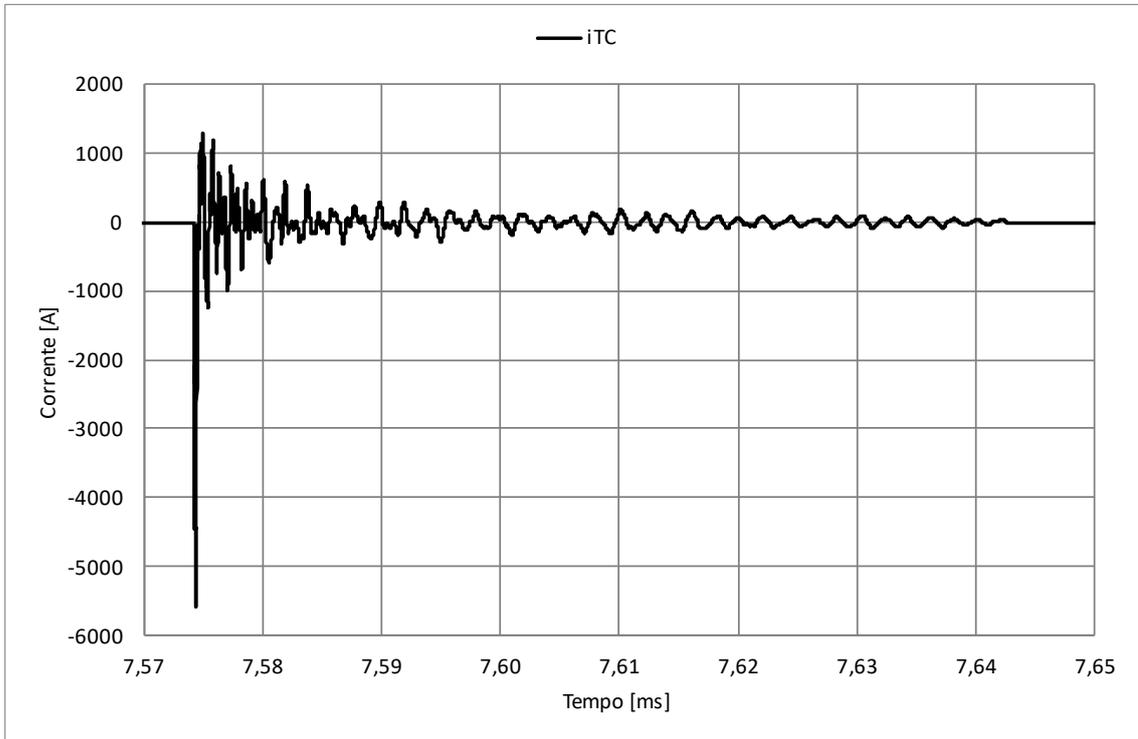
FONTE: Autor.

Figura 6.15 – Primeiro pico da tensão no terminal primário do transformador de corrente.



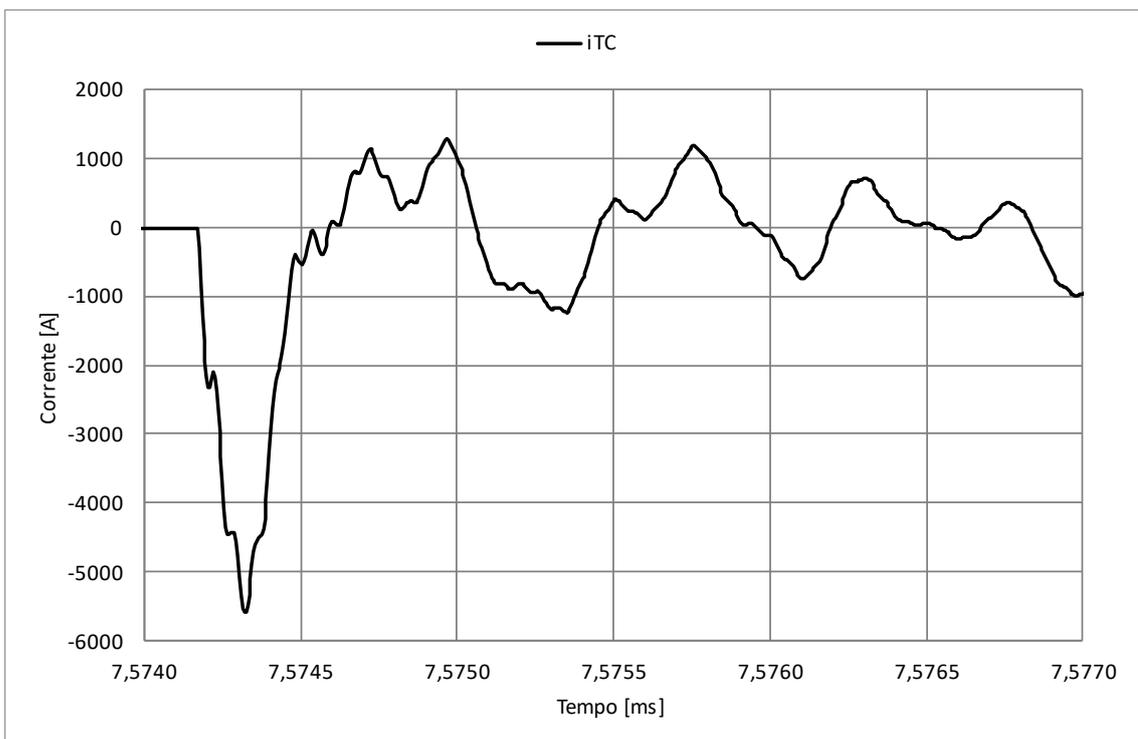
FONTE: Autor.

Figura 6.16 – Detalhe da primeira oscilação na corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



FONTE: Autor.

Figura 6.17 – Detalhe do primeiro pico da corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



FONTE: Autor.

6.4.3 Modelo que utiliza *Vector Fitting*

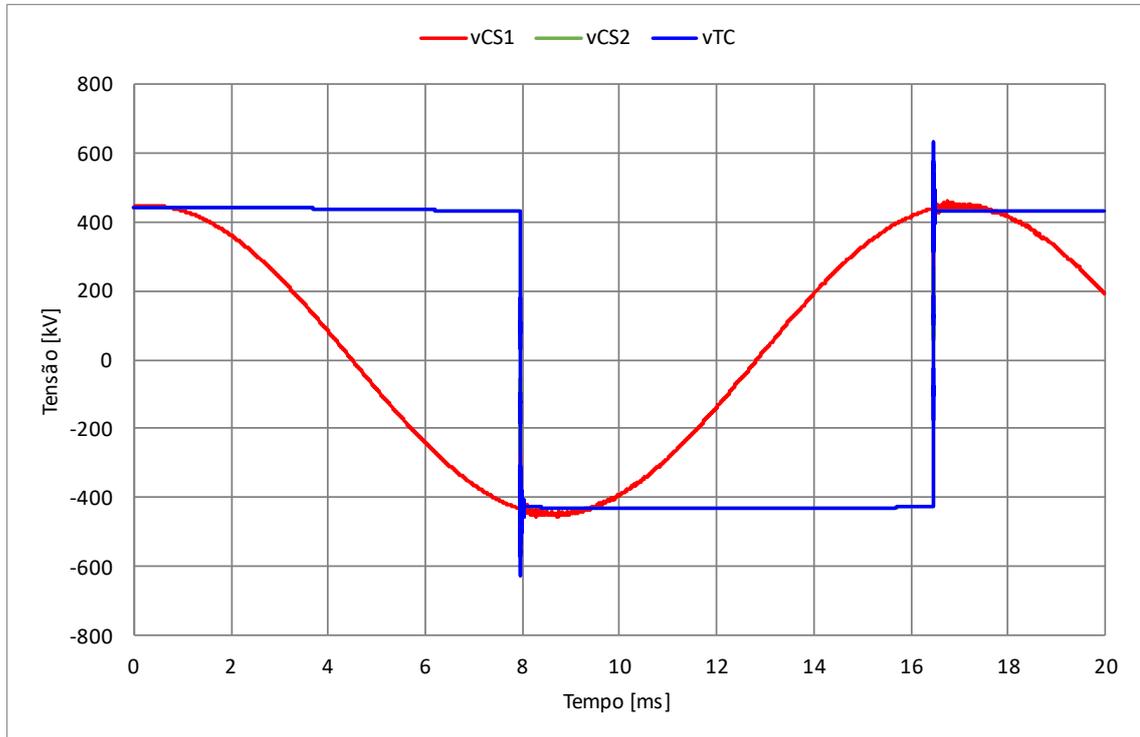
A Figura 6.18 ilustra o comportamento da tensão no terminal primário do transformador de corrente e nos terminais da chave seccionadora. As variáveis v_{TC} e v_{CS2} estão sobrepostas, pois o transformador de corrente está conectado no terminal CS2 da chave seccionadora através de um pequeno trecho de cabo. Semelhante às simulações com os outros modelos, apresentadas nas Seções 6.4.1 e 6.4.2, aos 8 ms e 16,5 ms ocorre o restabelecimento seguido de extinção do arco elétrico quando a rigidez dielétrica entre os contatos da chave seccionadora é rompida. Neste instante, ocorre a equalização da tensão entre os contatos da chave, fazendo com que um surto de tensão seja submetido ao terminal primário do transformador de corrente.

A corrente que flui do terminal primário do transformador de corrente à terra, decorrente da incidência do surto e da elevada admitância do equipamento nesta faixa de frequência, é ilustrada na Figura 6.19. Observa-se que aos 8 ms e 16,5 ms ocorre um pico corrente, que é extinto em alguns microssegundos.

O detalhamento da tensão no terminal primário do transformador de corrente no instante do primeiro restabelecimento do arco elétrico aos 8 ms é ilustrado na Figura 6.20, com ainda mais detalhe na Figura 6.21. Nota-se que quando o arco elétrico é restabelecido entre os terminais da chave seccionadora, ocorre a equalização da tensão no terminal adjacente ao transformador de corrente, submetendo-o a um surto que vai de 430 kV a -630 kV (1060 kV) em 400 ns. Observa-se que a tensão é amortecida pouco tempo após o surto, durando cerca de 70 μ s até a extinção da oscilação.

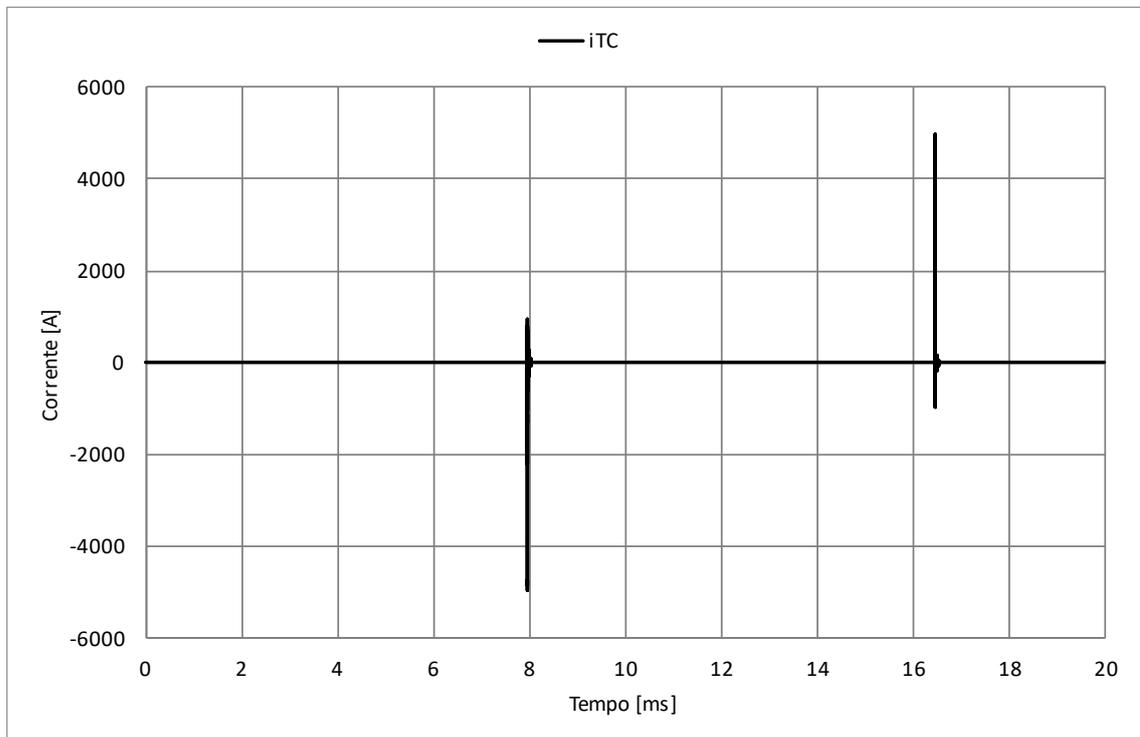
A Figura 6.22, e seu detalhe na Figura 6.23, apresentam a forma de onda da corrente para a mesma simulação. Observa-se que quando o surto atinge o transformador de corrente, a baixa impedância em altas frequências faz com que uma corrente de valor considerável flua do terminal primário à terra através da isolação. Nota-se que a corrente atingiu o valor de 5 kA em 110 ns. Apesar do pico inicial de elevada amplitude, a oscilação não é muito expressiva.

Figura 6.18 – Tensão no terminal primário do transformador de corrente e em cada terminal da chave seccionadora.



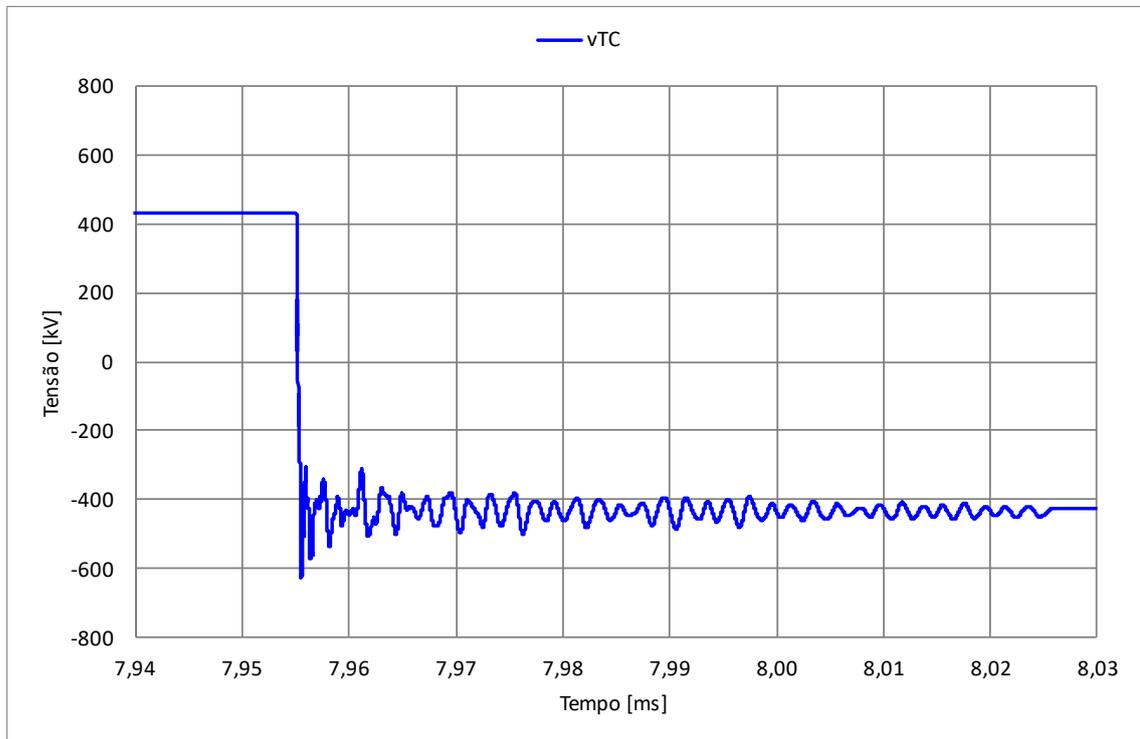
FONTE: Autor.

Figura 6.19 – Corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



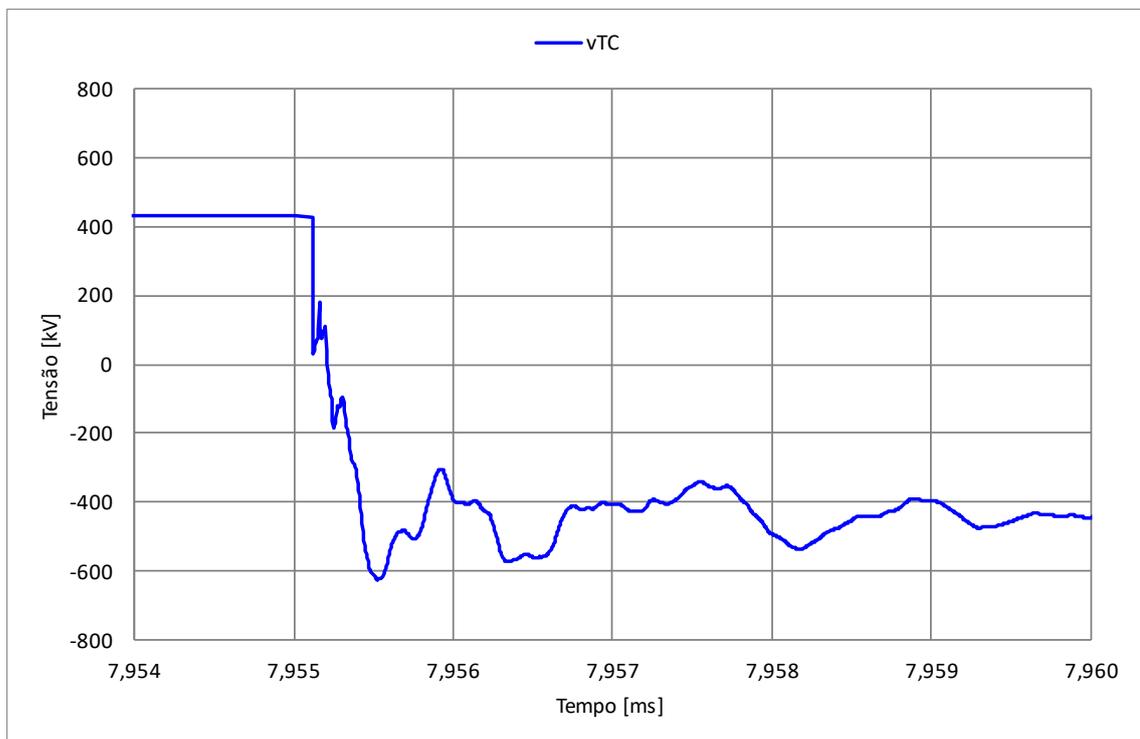
FONTE: Autor.

Figura 6.20 – Detalhe da primeira oscilação da tensão no terminal primário do transformador de corrente.



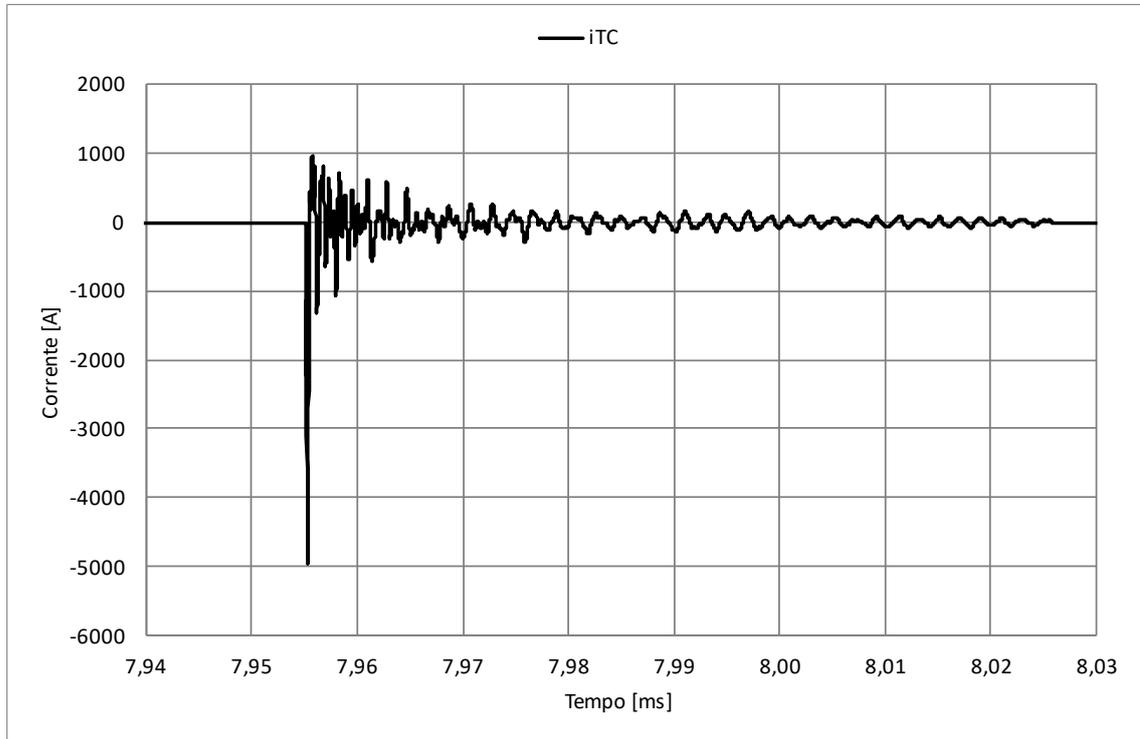
FONTE: Autor.

Figura 6.21 – Primeiro pico da tensão no terminal primário do transformador de corrente.



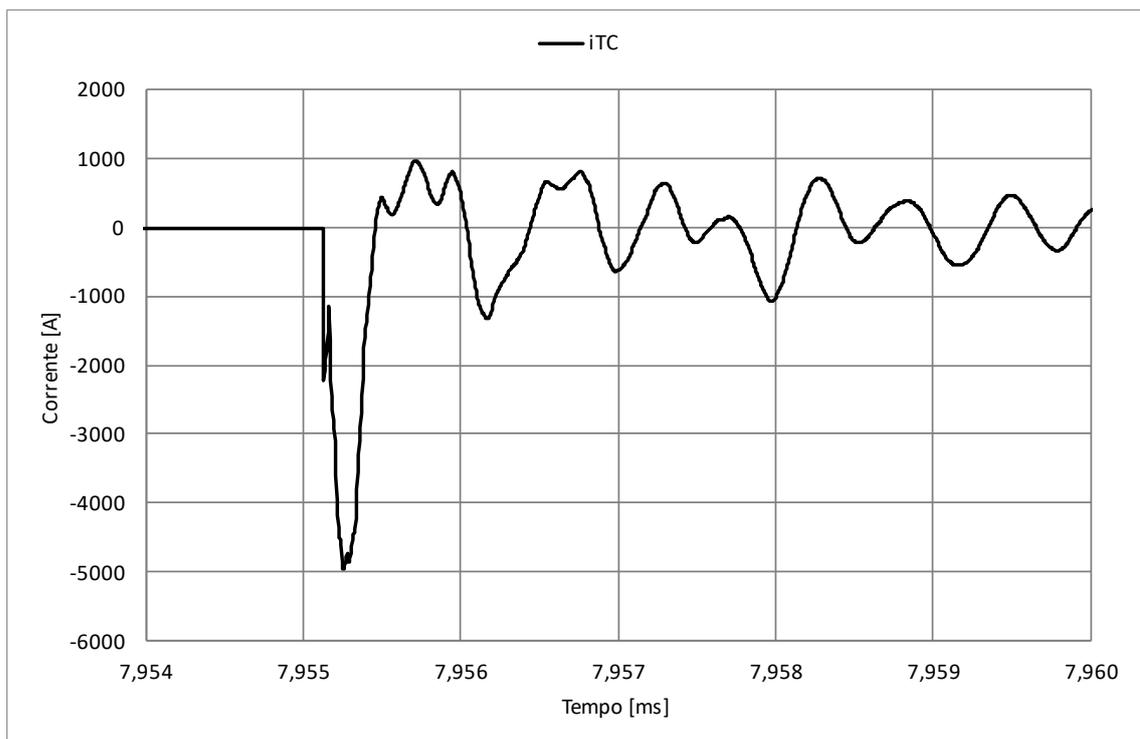
FONTE: Autor.

Figura 6.22 – Detalhe da primeira oscilação na corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



FONTE: Autor.

Figura 6.23 – Detalhe do primeiro pico da corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra.



FONTE: Autor.

6.4.4 Comparação entre as simulações

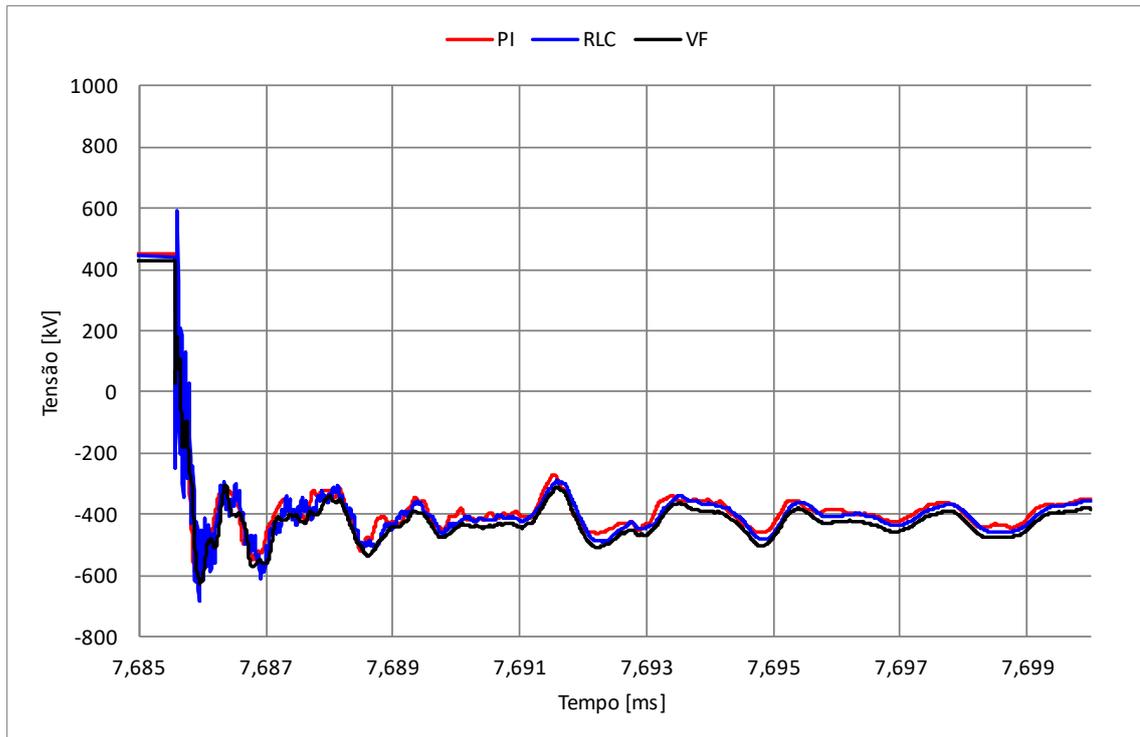
Nesta Seção é apresentada a comparação entre as formas de onda da tensão no terminal primário do transformador de corrente e da corrente que flui à terra através da isolação no instante do primeiro restabelecimento do arco elétrico a aproximadamente 8 ms de simulação. Pôde-se notar nos gráficos e descrição das Seções 6.4.1 a 6.4.3 que os instantes de restabelecimento do arco elétrico diferem um pouco entre as simulações com os diferentes modelos. Isso se deve à pequena diferença de admitância entre os modelos em 60 Hz, fazendo com que a tensão sobre o terminal da chave seccionadora conectada ao sistema ficasse com uma discreta defasagem entre um modelo e outro. Então, nas comparações apresentadas nesta Seção, deslocaram-se um pouco as formas de onda para possibilitar a comparação do instante do surto.

Na Figura 6.24, que ilustra a tensão no terminal primário do transformador de corrente para as três simulações com os modelos estudados, pode-se observar que a amplitude máxima que a tensão atinge após os instantes iniciais é parecida entre os três resultados. Nota-se que, após o surto inicial, o comportamento oscilatório entre os modelos estudados é muito parecido, em concordância com os gráficos de admitância dos modelos apresentados no Capítulo 5, onde as frequências de ressonância estavam relativamente próximas.

A tensão nos instantes iniciais do restabelecimento do arco elétrico pode ser observada na Figura 6.25, e com mais detalhes na Figura 6.26. O modelo RLC apresenta característica puramente indutiva nessa faixa de frequência, o que é refletido no degrau de tensão de elevada amplitude e o comportamento altamente oscilatório. Por não representar bem a característica do transformador de corrente nesse faixa de frequências, esse comportamento é uma falsa indicação da forma de onda dos instantes iniciais após o restabelecimento do arco. No início do surto, o modelo PI não apresenta o degrau de reduzida amplitude que aparece na forma de onda do modelo que utiliza *Vector Fitting*. Esse degrau é de elevada frequência, da ordem de alguns MHz, que no modelo PI é representado apenas por uma capacitância, o que faz com que ele suprima esse degrau na subida da tensão.

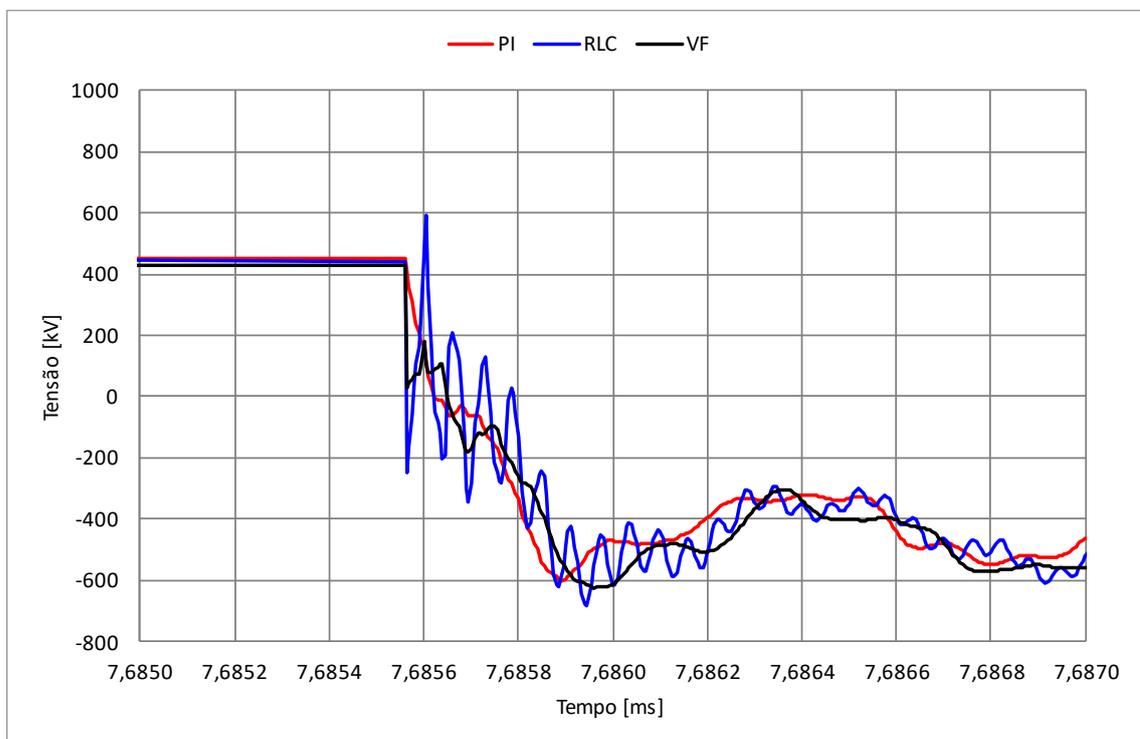
Desta forma, por representar bem a tensão no terminal primário do transformador de corrente nos instantes iniciais e finais da oscilação, entende-se que o modelo que utiliza *Vector Fitting* é o mais adequado.

Figura 6.24 – Comparação entre os gráficos da tensão das simulações com cada modelo.



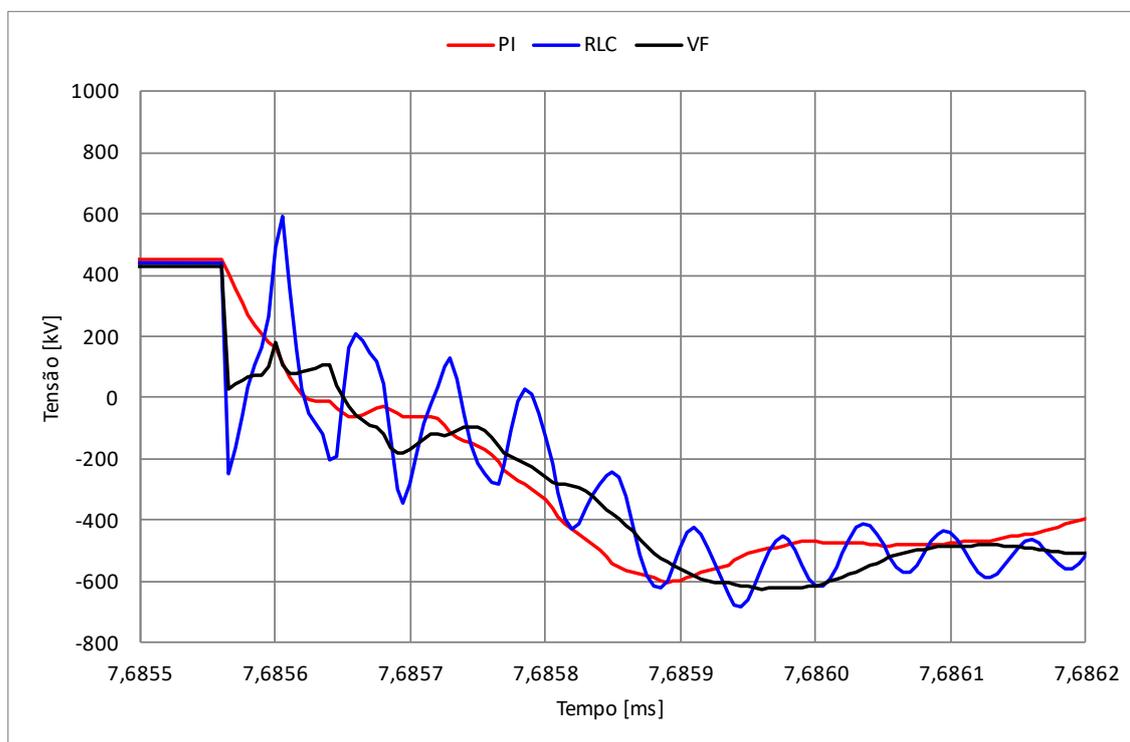
FONTE: Autor.

Figura 6.25 – Comparação entre os gráficos da tensão das simulações com cada modelo.



FONTE: Autor.

Figura 6.26 – Comparação entre os gráficos da tensão das simulações com cada modelo – Detalhe da primeira oscilação.



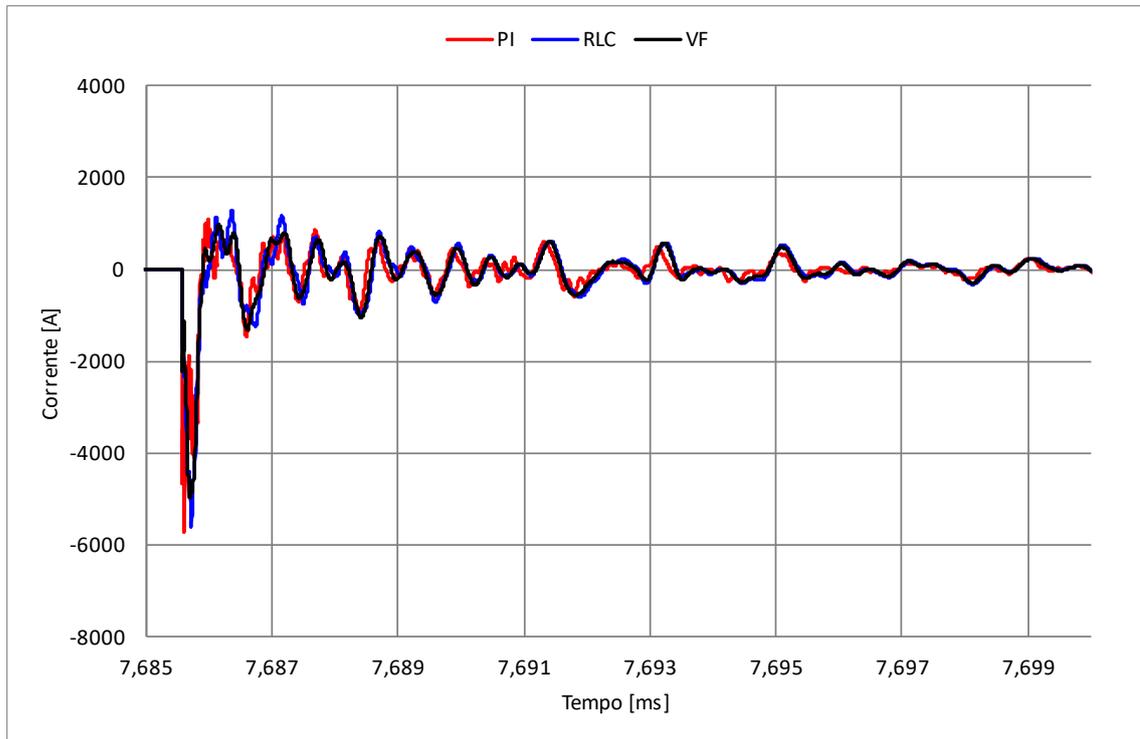
FONTE: Autor.

A Figura 6.27 ilustra a corrente do terminal primário do transformador de corrente à terra para as simulações com os três modelos estudados. O mesmo que foi identificado na análise da tensão, nota-se uma boa aderência entre os resultados dos modelos RLC e o que utiliza *Vector Fitting*, bem como a natureza mais oscilatória do modelo PI. Observa-se que a corrente atinge valores elevados para ser amortecida em pouco tempo.

A corrente nos instantes iniciais do restabelecimento do arco elétrico pode ser observada na figura 6.28, e com mais detalhes na Figura 6.29. A simulação com o modelo PI, resultou nos valores de corrente mais elevados e nas oscilações com maior amplitude. Por outro lado, o modelo RLC, por sua característica indutiva na faixa de frequências mais elevadas, apresentou em seus resultados correntes de baixo conteúdo oscilatório. O modelo caixa preta com *vector fitting* apresentou comportamento oscilatório intermediário.

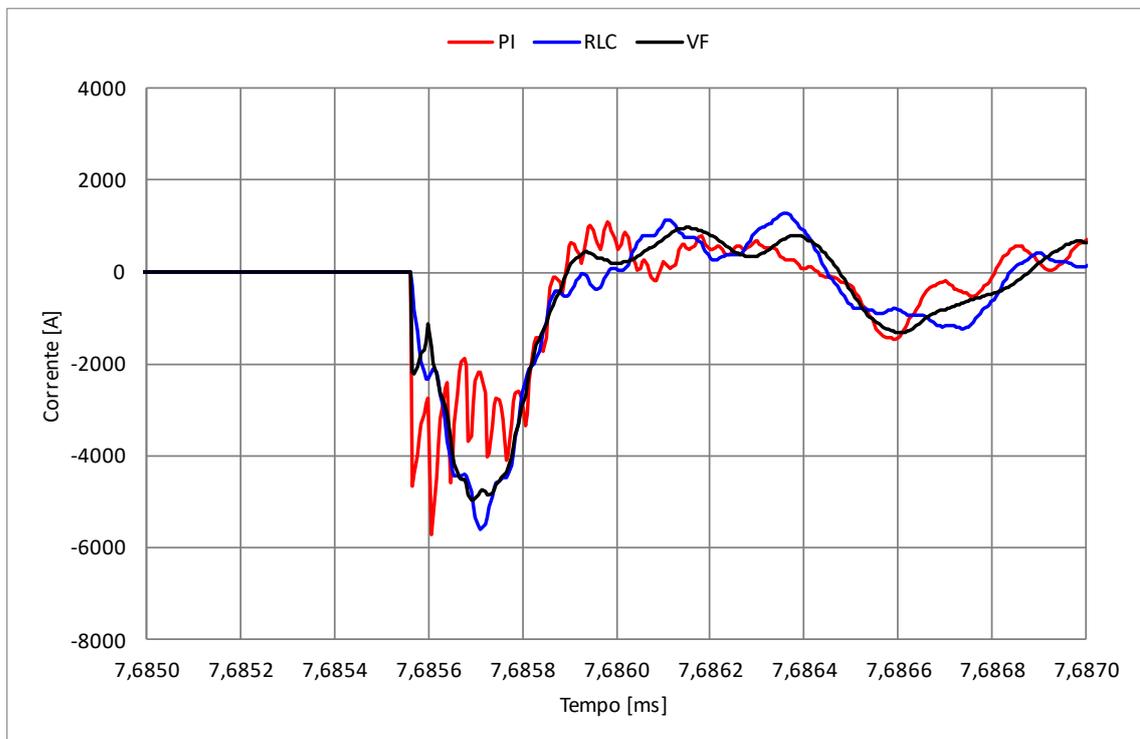
Cabe destacar a diferença de valores de pico e da inclinação da frente de onda, principalmente em relação ao modelo PI. Esse comportamento é dado pela topologia do ramo à terra conectado ao terminal adjacente à chave seccionadora, composto somente por uma capacitância e resistência de valor reduzido em série, o que pode levar a conclusões errôneas da corrente que flui pela isolação do transformador de corrente.

Figura 6.27 – Comparação entre os gráficos da corrente das simulações com cada modelo.



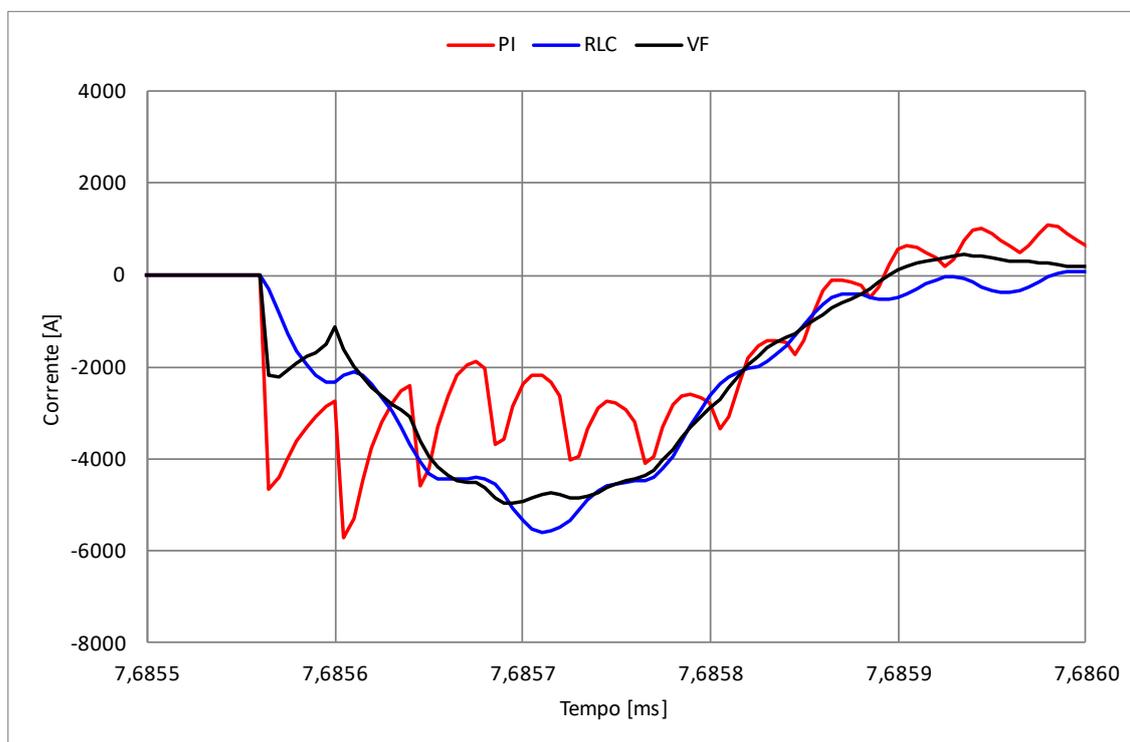
FONTE: Autor.

Figura 6.28 – Comparação entre os gráficos da corrente das simulações com cada modelo.



FONTE: Autor.

Figura 6.29 – Comparação entre os gráficos da corrente das simulações com cada modelo – Detalhe da primeira oscilação.



FONTE: Autor.

Nota-se que há diferenças nos valores pico e na duração da frente de onda entre as simulações. Valores mais elevados ou menos expressivos podem ser obtidos, levando a falsos prognósticos, e conclusões erradas podem ser tiradas das simulações se modelos incorretos ou incompletos são utilizados. Isso evidencia a importância de se obter um modelo que represente corretamente o transformador de corrente, como o modelo que utiliza *Vector Fitting*.

Os valores de tensão e corrente simulados com este modelo podem ser utilizados pelos fabricantes de transformadores de corrente para predição do estresse dielétrico que o equipamento poderá sofrer em serviço.

6.4.5 Comparação com o ensaio de múltiplos impulsos cortados

As normas IEC 61869-1 e IEEE C57.13.5 especificam o ensaio de múltiplos impulsos cortados para testar a suportabilidade do equipamento frente a formas de onda decorrentes de manobras como as de abertura e fechamento de chave seccionadora. Esse ensaio é para transformadores de instrumento de 300 kV ou mais. Para o TC de 550 kV modelado nesta dissertação, aplica-se um pulso de 1085 kV (IEC) ou 1240 kV (IEEE) com polaridade negativa e frente de onda de 1,2 μ s, com tempo de decaimento após o corte menor que 500 ns (IEC) ou 230 ns (IEEE). Devem ser aplicado 600 surtos à taxa de 1 pulso por minuto.

A forma de onda da tensão da simulação de abertura de chave vai de 430 kV a -630 kV (1060 kV) em 400 ns. Há algumas diferenças fundamentais entre a onda do ensaio e a decorrente de abertura de chave seccionadora. As amplitudes pico a pico são semelhantes, entretanto, enquanto o ensaio parte de zero e vai até o valor de pico na polaridade negativa, o surto decorrente da manobra parte de uma tensão em uma polaridade e a inverte rapidamente, não atingindo valores absolutos tão elevados quanto aos do ensaio. O tempo de subida do surto simulado, 0,4 μ s, é semelhante ao tempo de decaimento do ensaio.

Outra diferença fundamental se deve à frequência em que o equipamento é submetido aos surtos de tensão. Pode-se observar na Figura 6.5 que o intervalo entre cada surto foi de cerca de meio ciclo de 60 Hz, aproximadamente 8,33 ms. Quanto mais próximos os terminais da chave seccionadora, mais próximos são os instantes de restabelecimento e extinção do arco elétrico, e a amplitude também se reduz. No ensaio normatizado, tanto a frequência de aplicação dos surtos (1 pulso por minuto) quanto à amplitude (1085 kV) são fixos.

Em (DEL POZZO; ESTEBAN, 2010) é questionado se o ensaio é suficiente para testar o equipamento frente a solicitações do tipo da abertura de chave seccionadora em subestações isoladas a ar.

7 CONCLUSÕES

Os modelos de transformador de corrente analisados possuem métodos de obtenção e parametrização bastante distintos. O modelo caixa-preta que utiliza o algoritmo de *Vector Fitting*, mostrou-se o mais adequado para representar a admitância do equipamento no domínio da frequência, principalmente para a faixa de frequências mais elevadas. Entretanto, a medição da admitância deve ser executada de forma correta e com instrumentos adequados. A fim de se obterem os melhores resultados no algoritmo de *Vector Fitting*, as medições de admitância do transformador de corrente devem ser realizadas com uma quantidade mínima de pontos. Ainda, se o instrumento de medição não fizer a compensação do cabo, faz-se necessário utilizar um método para eliminar a influência do cabo nas medições, como o desconto da admitância capacitiva do cabo da diagonal da matriz de admitância. O modelo RLC não exige muitos pontos nas medições de admitância, entretanto, a compensação do cabo deve ser considerada, pois o ponto de ressonância da admitância se altera sensivelmente. O modelo PI é o de mais fácil obtenção, pois utiliza parâmetros obtidos por ensaios normatizados ou diretamente de equações, entretanto, seus resultados podem indicar diagnósticos errôneos.

Para se obterem resultados de simulação confiáveis, que retratam mais adequadamente o comportamento da tensão imposta ao transformador de corrente e da corrente que flui pelo isolamento, faz-se necessária a modelagem correta do equipamento. Os resultados das simulações apontaram diferentes comportamentos nos instantes iniciais dos transitórios, dependendo do modelo de transformador de corrente utilizado. Por ter uma característica pouco amortecida, o modelo PI apresentou tensão e corrente muito oscilatórias. Por outro lado, o modelo RLC apresenta comportamento indutivo em altas frequências, o que é caracterizado pela tensão altamente oscilatória e corrente amortecida. O modelo caixa-preta com *Vector Fitting*, o que melhor representa a admitância do transformador de corrente no domínio da frequência, apresentou comportamento oscilatório mediano em relação aos outros dois modelos.

A modelagem pela rotina MODELS do EMTP-ATP do arco elétrico formado na abertura da chave seccionadora mostrou-se eficaz e robusta, atendendo às necessidades de simulação.

Como contribuições deste trabalho, tem-se a destacar:

- A metodologia de medição de admitância em uma faixa de frequências para posterior elaboração de um modelo por meio da rotina *Vector Fitting* aplicado a transformadores de corrente;

- A demonstração por simulação das diferenças nos resultados dependendo do modelo de transformador de corrente utilizado;
- As limitações dos modelos PI e RLC.

Por fim, entende-se que os objetivos traçados para este trabalho foram plenamente atingidos. Além disso, abre-se a possibilidade de realização de outros estudos como, por exemplo:

- Aplicação da modelagem por *Vector Fitting* a outros equipamentos, como transformadores de potencial capacitivo e de potencial;
- Realização de medições de admitância no domínio da frequência em diferentes exemplares do mesmo modelo de transformador de corrente a fim de observar se há algum padrão na característica da admitância nas frequências mais elevadas;
- Realização de medições de admitância para diferentes fabricantes, tipos de topologia e tensão nominal de transformador de corrente;
- Utilização do modelo que utiliza *Vector Fitting* para simulação de ensaios dielétricos de impulso pleno e cortado.

REFERÊNCIAS

- ARMANINI, D. **Aging and degradation of HV Current Transformer Insulation caused by Very Fast Transients Overvoltages - Test Methods.** Em: Riunione Annuale AEI, 1985, [S.l.]: AEI, 1985.
- ARRILLAGA, J.; WATSON, N. **Power Systems Electromagnetic Transients Simulation.** 2007. (IET Power and Energy Series 39).
- BOEHNE, E W. **EHV Surge Suppression on Interrupting Light Currents with Air Switches I-Capacitive Currents.** IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems v. 84, n. 10, 1965.
- BOYLE, J. R; CUMMINGS, H.; ARP, Barry. **The Tennessee Valley Authority's (TVA's) experience and action plans with freestanding oil-filled current transformers (CTs).** IEEE Transactions on Power Delivery v. 3, n. 4, p. 1769-1775, 1988.
- CANADIAN AND AMERICAN EMTP USERS GROUP. **ATP/EMTP Rulebook.** Portland: [s.n.], 1995.
- CARSON, J. R. **Wave Propagation in Overhead Wires with Ground Return.** Bell System Technical Journal, 1926.
- D'AJUZ, A. **Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento - aplicação em sistemas de potência de alta tensão.** [S.l.]: EDUFF, 1987.
- DELGADO, R. D. S. **Interação entre Transformadores de Corrente de Alta Tensão e Manobras do Sistema.** 2018. 90 p. Dissertação (mestrado). Programa de Engenharia Elétrica. UFRJ/COPPE. Rio de Janeiro, 2018.
- DE SOUZA, D. S.; DELGADO, R. D. S.; AZEVEDO, H. J. **Medição Indireta de Sobretensões Transitórias em Transformadores de Corrente Tipo Top Core Através da Corrente que Flui para a Terra.** Em: XXV SNPTEE, 2019, [S.l.]: CIGRÉ, 2019.
- DEL POZZO, M D; ESTEBAN, D A. **Field measurements and modelling of high frequency transients during disconnect switch operations in EHV Substations. Assessment of their effects on Current Transformers.** Em: CIGRÉ 2010 MEETING, 2010, [S.l.]: CIGRÉ, 2010.
- DERI, A *et al.* **The Complex Ground Return Plane: a simplified Model for Homogeneous and Multi-Layer Earth Return.** IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems v. PAS-100, n. 8 , 1981.
- DOMMEL, H. W. **EMTP Theory Book.** Portland, Oregon: [s.n.], 1986.
- ELHAFFAR, A; LEHTONEN, M. **High frequency current transformer modeling for traveling waves detection.** Em: 2007 IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, 24 jun. 2007, [S.l.]: IEEE, 24 jun. 2007. p.1-6.
- EPRI. **Proceedings: High Voltage Current Transformers & Bushings - Failure Prediction and Prevention Symposium.** [S.l.]: EPRI, 1999.

EPRI. Workshop Proceeding: Failed High-Voltage Instrument Transformers. [S.l.]: EPRI, 1992.

FILHO, J. M. Transformadores de Corrente. Em: L T C (Org.). Manual de Equipamentos Elétricos. 3^a. ed. [S.l: s.n.], 2005.

FREIRE, A R F. Manobras de Chaves Seccionadoras com Tensão e Solicitações de Alta Frequência nos Transformadores de Corrente. Em: Décimo Segundo Encontro Regional Ibero-Americano Do Cigré, 2007, [S.l.]: CIGRÉ, 2007.

GALLOWAY, R H; SHORROCKS, W B; WEDEPOHL, L M. Calculation of electrical parameters for short and long polyphase transmission lines. Proceedings IEE , 1964.

GARY, C. Approche Complete de la Propagation multifilaire en haute frequence par utilisation des matrices complexes. EdF Bulletin de la Direction des Etudes et Recherches , 1976.

GE. Estudo para determinação dos surtos causados por manobras sobre os transformadores de corrente modelo CTH-550. [S.l.]: GE, 2017.

GORLINI, G; MOSCA, W; TELLARINI, M. The Evaluation of Aging Conditions of High Voltage Current Transformers. Em: 1976 IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL INSULATION, 1976, [S.l.]: IEEE, 1976.

GREENWOOD, A. Electrical Transients in Power Systems. [S.l.]: Wiley-Interscience, 1971.

GUSTAVSEN, B. Computer code for rational approximation of frequency dependent admittance matrices. IEEE Transactions on Power Delivery v. 17, n. 4, p. 1093-1098 , out. 2002.

GUSTAVSEN, B. Wide band modeling of power transformers. IEEE Transactions on Power Delivery v. 19, n. 1, p. 414-422 , jan. 2004.

GUSTAVSEN, B. MATRIX FITTING TOOLBOX for rational modeling from Y-parameter and S-parameter data - User's GUIDE and REFERENCE. 2009.

GUSTAVSEN, B.; SEMLYEN, Adam. Rational Approximation Of Frequency Domain Responses By Vector Fitting. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 14, n. 3, p. 1052-1061, 1999.

GUSTAVSEN, B.; SEMLYEN, Adam. Enforcing Passivity for Admittance Matrices Approximated by Rational Functions. IEEE Transactions on Power Systems , 2001.
IEC. IEC 60071-1 - Insulation coordination - Definitions, principles and rules. [S.l.]: IEC, 2006.

IEC. IEC 60694 - Common specifications for high-voltage switchgear and controlgear standards. [S.l: s.n.], 1996.

IEC. **IEC 62271-1 - High-voltage switchgear and controlgear - Part 1: Common specifications for alternating current switchgear and controlgear.** [S.l: s.n.], 2017.

IEEE PES. **Modeling and Analysis of System Transients Using Digital Programs Part 1.** [S.l: s.n.], 2009.

MARTI, J. **Accurate Modelling of Frequency-Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations.** IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems v. PAS-101, n. 1, p. 147-157 , jan. 1982.

MARTINEZ-VELASCO, J. A. **Power Systems Transients Parameter Determination.** 1st. ed. [S.l.]: CRC Press, 2010.

MIGUEL, P. M. **Transitórios eletromagnéticos .** [S.l: s.n.]. 2009.

MORCHED, A S; OTTEVANGERS, J H; MARTI, L. **Multi-port frequency dependent network equivalents for the EMTP.** IEEE Transactions on Power Delivery v. 8, n. 3, p. 1402-1412 , jul. 1993.

NODA, T. **Frequency-dependent modeling of transmission lines using Bergeron cells.** IEEE Transactions on Electrical and Electronic Engineering v. 12, p. S23-S30 , dez. 2017.

NOLASCO, João Felix; JARDINI, José Antônio; RIBEIRO, Elilson. **Electrical Design. Insulation Coordination.** [S.l: s.n.], 2010.

OLIVEIRA, GHC; IHLENFELD, LPRK; RODRIGUES, LFM; ROCHA, ACO; Santo DJDE. **Expanding the measuring range via S-parameters in a EHV voltage transformer modelling for reliable GIS VFT simulations.** Electric Power Systems Research, fev. 2022.

PEELO, D F; SUNGA, B R; SMEETS, R P P. **Stresses on Shunt Reactors due to Switching.** Em: CIGRÉ 2008 MEETING, 2008, [S.l.]: CIGRÉ, 2008.

PIFFNER. **Transformadores de Instrumentos de Alta Tensão .** [S.l: s.n.]. , 2019.

POULICHET, P; COSTA, F; LABOURE, E. **High-frequency modeling of a current transformer by finite-element simulation.** IEEE transactions on magnetics v. 39, n. 2, p. 998-1007 , mar. 2003.

RAMO, S; WHINNERY, J R; VAN DUZER, T. **Fields and Waves in Communication Electronics.** New York: Wiley, 1994.

REYES O., GARCIA-COLON V. R. **Abnormal Failure Rate on High Voltage Current Transformers Affected by Environmental Conditions.** IEEE. 2008;

ROCHA, A. D. C. O.; MENDES, J. C. **Assessment of an EHV Shunt Reactor Insulation and Mechanical Performance by Switching Analyses.** Em: CIGRÉ 2006 MEETING, 2006, [S.l.]: CIGRÉ, 2006.

ROSA, E. **The self and mutual inductances of linear conductors.** Bulletin of the Bureau of Standards , 1908.

SEMLYEN, A; DABULEANU, A. **Fast and accurate switching transient calculations on transmission lines with ground return using recursive convolutions.** IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems v. 94, n. 2, p. 561-571 , mar. 1975.

SPRESSOLA, F. E.; MARTINS, H. J. A.; DE ANDRADE, J. G. B. M. **Efeito dos Transitórios Rápidos gerados por manobra de seccionador sobre transformadores de corrente.** Em: XXV SNPTEE, 2019, [S.l.]: CIGRÉ, 2019.

STUDY COMMITTEE A3. **State of the Art of Instrument Transformers.** [S.l: s.n.], 2009.

STUDY COMMITTEE 33. WG 02. **Guidelines for Representation of Network Elements when Calculating Transients.** [S.l.]: CIGRÉ, 1990.

WORKING GROUP 23-07. **The paper-oil Insulated Measurement Transformer.** [S.l: s.n.], 1990.

WORKING GROUP A3.06. **Final Report of the 2004 - 2007 International Enquiry on Reliability of High Voltage Equipment - Part 4 Instrument Transformers.** [S.l: s.n.], 2012.

WU, M.; CUI, X. **Modeling Of Wide-Band Frequency Characteristic of Current Transformer.** Em: Asia-Pacific Conference on Environmental Electromagnetics, 2003, [S.l.]: IEEE, 2003.

YUTONG, Z. **A High Frequency Circuit Model for Current Transformer Based on the Scattering Parameter.** Em: APPCAS, 2006, [S.l.]: IEEE, 2006.

ZHONGYUAN, Z. **The Setup of High Frequency Circuit Model for Current Transformer.** Em: Asia-Pacific Conference on Environmental Electromagnetics, 2003, [S.l.]: IEEE, 2003.