

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



**TESE DE DOUTORADO**

**Influência da corrente de descarga atmosférica e dos  
modelos para caracterização da suportabilidade de  
isoladores no fenômeno de *backflashover***

**ANDRÉ ROGER RODRIGUES**

**ORIENTADOR: PROF. GERALDO CAIXETA GUIMARÃES, PH.D.**

Uberlândia - MG  
Setembro/2017

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

**Influência da corrente de descarga atmosférica e dos  
modelos para caracterização da suportabilidade de  
isoladores no fenômeno de *backflashover***

**ANDRÉ ROGER RODRIGUES**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação  
em Engenharia Elétrica da Universidade Federal  
de Uberlândia, como parte dos requisitos para  
obtenção do título de Doutor em Ciências.

Área de concentração: Dinâmica de Sistemas  
Elétricos

Banca examinadora:

Geraldo Caixeta Guimarães, Ph.D. (UFU) - Orientador

Wallace do Couto Boaventura, Dr. (UFMG) - Coorientador

Fabício Augusto Matheus Moura, Dr. (UFTM)

Ivan José da Silva Lopes, Dr. (UFMG)

Marcelo Lynce Ribeiro Chaves, Dr. (UFU)

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

---

R696i  
2017

Rodrigues, André Roger, 1979-  
Influência da corrente de descarga atmosférica e dos modelos para  
caracterização da suportabilidade de isoladores no fenômeno de  
Backflashover / André Roger Rodrigues. - 2017.  
193 f. : il.

Orientador: Geraldo Caixeta de Magalhães.  
Coorientador: Wallace do Couto Boaventura.  
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa  
de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.  
Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2017.84>  
Inclui bibliografia.

1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Descargas elétricas - Teses. 3.  
Linhas de telecomunicação - Teses. I. Magalhães, Geraldo Caixeta de. II.  
Boaventura, Wallace do Couto. III. Universidade Federal de Uberlândia.  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

---

CDU: 621.3

**Influência da corrente de descarga atmosférica e dos modelos  
para caracterização da suportabilidade de isoladores no fenômeno  
de *backflashover***

André Roger Rodrigues

Esta tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Ciências, área de concentração em *Dinâmica de Sistemas Elétricos*, e aprovada pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Uberlândia.

---

Prof. Geraldo Caixeta Guimarães, Ph.D.

Orientador

---

Prof. Alexandre Cardoso, Dr.

Coordenador do Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica

Banca examinadora:

Prof.º Geraldo Caixeta Guimarães, Ph.D. (UFU) - Orientador

Prof.º Wallace do Couto Boaventura, Dr. (UFMG) - Coorientador

Prof.º Fabrício Augusto Matheus Moura, Dr. (UFTM)

Prof.º Ivan José da Silva Lopes, Dr. (UFMG)

Prof.º Marcelo Lynce Ribeiro Chaves, Dr. (UFU)



***DEDICO ESTE TRABALHO AO MEU SENHOR E SALVADOR JESUS CRISTO,  
À MINHA AMADA ESPOSA MARILENE,  
AOS MEUS PAIS, JOSÉ DARC E MARILDA,  
E A TODA A MINHA FAMÍLIA QUE  
SOUBE COMPREENDER OS MOMENTOS DE AUSÊNCIA,  
ME INCENTIVANDO A TODO INSTANTE  
MESMO DIANTE DAS ADVERSIDADES***

## **AGRADECIMENTOS**

À DEUS seja a honra, a glória e louvor, para sempre! Amém! Tú SENHOR és o meu refúgio, minha firme rocha e fortaleza, meu socorro sempre presente no momento da tribulação.

À toda a minha família pelo amor, carinho, compreensão nos momentos de ausência e pelas orações, me incentivando a perseverar diante de todas as lutas.

Ao professor **Dr. Geraldo Caixeta Guimarães** pela orientação e pelo apoio constante ao longo desta caminhada.

Ao professor **Dr. Wallace do Couto Boaventura** pela orientação constante. Sem o seu apoio, seu profundo conhecimento técnico e científico não seria possível desenvolver este trabalho. Seus ensinamentos me acompanharão por toda a minha vida.

Ao Prof. **Dr. Marcelo Lynce Ribeiro Chaves** pela atenção e tempo dedicados, pelas orientações e conversas tão importantes para a consolidação deste trabalho.

A minha querida e amada esposa **Marilene**, por seu amor e pelo seu companheirismo. Você sempre esteve ao meu lado, me acalmando, incentivando-me em todos os momentos com carinho e atenção. Sem você esse sonho não seria alcançado.

À minha avó **Júlia** e ao meu avô **Sebastião** (*in memoriam*), ao meu sogro **Pacífico** e à minha sogra **Geralda** (*in memoriam*), pelos ensinamentos e pelas orações.

Aos colegas do NDSE: **Anderson, Antônio, Daniel, Jaqueline, Leonardo, Márcio, Raul, Roberta e Thales** pelo convívio e apoio ao longo deste período.

Ao engenheiro eletricitista e amigo **José Luis Cerqueira Lima** pelo suporte profissional oferecido nos trabalhos experimentais, pelos ensinamentos e pela agradável companhia.

À **Cinara Fagundes**, secretária do COPEL-UFU pela atenção e apoio no programa.

À **CAPES** pelo apoio financeiro.

Ao **IFMG-Campus Formiga** por permitir e incentivar a capacitação de docentes.

À empresa **SAE TOWERS Brasil**, na pessoa do Gerente de Engenharia Sr. **Rogério Guimarães**, por acreditar nesta pesquisa e pela parceria firmada com a UFU.

## **RESUMO**

**Rodrigues, A. R.**, *Influência da corrente de descarga atmosférica e dos modelos para caracterização da suportabilidade de isoladores no fenômeno de backflashover*. FEELT-UFU, 212 p. 2017.

Os índices mais rigorosos de qualidade e continuidade no fornecimento de energia elétrica têm motivado a busca por métodos de análise do desempenho elétrico de linhas de transmissão cada vez mais confiáveis e realistas, com foco na redução do número de desligamentos de natureza atmosférica. Com o advento dos modernos sistemas de detecção e medição de descargas atmosféricas, obteve-se o registro das formas de onda das correntes de descargas reais, possibilitando a realização de análises de desempenho elétrico de linhas de transmissão baseadas em dados mais realísticos. Adicionalmente, destaca-se o desenvolvimento de métodos analíticos capazes de representar e caracterizar a suportabilidade elétrica dos arranjos isolantes com maior precisão, ao considerar o processo físico da disrupção em isoladores, descrito por meio de conceitos eletromagnéticos. Este panorama motivou o desenvolvimento do presente trabalho constituído por estudos investigativos acerca dos desligamentos causados pela ocorrência de *backflashover* em linhas de transmissão considerando parâmetros característicos de correntes de primeiras descargas obtidos a partir de dados de medições. Além das formas de onda de correntes de descargas reais e da forma de onda do tipo dupla rampa recomendada pelo *IEEE* e pelo *IEC*, foi implementado um modelo de fonte de corrente com forma de onda recomendada pelo *CIGRÉ*, bem como para a forma de onda do tipo dupla exponencial, tradicionalmente aplicada nestes estudos. Os resultados dos estudos permitem identificar a combinação do modelo de corrente de descarga associada ao método de representação da disrupção que conduz a resultados mais exatos quando comparados aos resultados obtidos com correntes de descargas reais. A modelagem computacional também contempla os principais modelos eletromagnéticos atualmente empregados para predição da suportabilidade elétrica de isoladores, a saber, a Curva Tensão-Tempo, os Modelos de Progressão de Líder (LPM) e o Método de Efeito Disruptivo (DE). As curvas tensão-tempo previstas utilizando estes modelos computacionais foram confrontadas com curvas disponíveis em referências clássicas e também com curvas v-t experimentais obtidas por meio de ensaios de tensão impulsiva aplicados a um arranjo isolante típico, para validação do procedimento de cálculo destes métodos. Esta estratégia de modelagem computacional implementada permite determinar a corrente crítica de descarga, a amplitude da sobretensão atmosférica disruptiva e o instante de tempo de ocorrência da disrupção. Também pode ser determinada a torre e a cadeia de isoladores alvo da disrupção. Neste sentido, a modelagem desenvolvida proporciona uma análise integrada dos principais fatores que causam desligamentos por *backflashover*. Os resultados obtidos podem contribuir para o aprimoramento de projetos de coordenação de isolamento de linhas de transmissão.

### **Palavras-chave:**

*ATP/ATPDraw, Backflashover, Coordenação de Isolamento, Sobretensões Atmosféricas Não Padronizadas, Desligamentos em Linhas de Transmissão, Leader Progression Model, Método de Efeito Disruptivo, MODELS, TACS.*

# ***ABSTRACT***

**Rodrigues, A. R.**, Influence of the return-stroke current and the models for characterization of the insulation strength on the *backflashover* phenomenon. FEELT-UFU, 212 pp., 2017.

The more severe quality and continuity standards related to electric energy supply have motivated the search of realistic and reliable methodologies to assess the lightning performance of transmission lines in order to reduce the outage rates. With the advent of modern lightning detection and measurement systems, it became possible to apply the characteristic parameters of the real return-stroke current waveforms in the assessment of the lightning performance of transmission lines based upon real data. Moreover, it is important to highlight the development of analytical methods capable to accurately represent and characterize the insulation strength. These methods consider the physical process of breakdown established along the insulation strings during a fault, described by means of electromagnetic concepts. This panorama motivated the development of the present work whose aim is to perform investigative studies concerning the transmission lines outages caused by backflashover, considering the characteristic parameters of the real first-stroke current waveforms based on measurement data. Besides the real return-stroke current waveforms and the slope ramp current waveform recommended by IEEE and IEC, two new current source computer models were developed in order to represent the impulsive current waveform recommended by CIGRÉ as well as the double-exponential current waveform traditionally used to perform these kind of studies. The obtained results permit to identify the combination of the current waveform with the insulation strength representation method, which conduct to the most accurate results in lightning performance studies when compared to those that come from real lightning current waveform. The computer modeling presented also includes the mainly electromagnetic models presently used to predict the electrical insulation strength, namely the volt-time curve, the leader progression model (LPM) and the disruptive effect (DE) method. The volt-time curves predicted by means of these methods were compared to curves available in classical references as well as the experimental volt-time curves obtained from tests in order to validate the calculation procedures of these methods. The implemented computer modeling strategy permit to determine the magnitude of critical discharge current, the magnitude of disruptive atmospheric overvoltage and the instant of breakdown. It is also possible to identify the tower and the insulation string where the insulation rupture occurs. In this sense, the developed modeling provides an integrated analysis of the main factors that cause the backflashover outages. The results obtained may contribute to improve the insulation coordination projects of transmission lines.

## **Key Words**

ATP/ATPDraw, Backflashover, Insulation Coordination, Non-standard lightning overvoltages, Lightning Performance of Transmission Lines, Leader Progression Model, Disruptive Effect Method, MODELS, TACS.

# LISTA DE FIGURAS

## CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

Figura 1.1 - Fluxograma para a determinação do nível de isolamento nominal de um equipamento ou arranjo isolante segundo procedimento recomendado na (ABNT NBR 6939, 2000) .....	2
Figura 1.2 - Classes e formas de onda das sobretensões nos sistemas elétricos.....	4
Figura 1.3 - Mecanismo de ruptura de isolamento por <i>Backflashover</i> .....	7
Figura 1.4 - Mapa de densidade de raios no Brasil.....	9
Figura 1.5 - Número de publicações por decênio em consulta ao <i>IEEE XPLORE</i> utilizando as palavras-chave <i>lightning performance transmission lines</i> .....	11
Figura 1.6 - Perfis de sobretensões produzidas por diferentes formas de onda de correntes de descarga.....	12
Figura 1.7 - Comparação entre gradientes de tensão disruptiva para espaçamentos haste-haste: <i>IEEE Standard 4</i> (IEEE STANDARD 4, 1995) versus AIEE (AIEE COMMITTEE REPORT, 1934).....	21
Figura 1.8 - Exemplos de registros de correntes de descarga de retorno medidas por (ANDERSON; ERIKSSON, 1980). Acima: Corrente de primeira descarga. No meio: Corrente de segunda descarga. Abaixo: Corrente de terceira descarga .....	25

## CAPÍTULO II – MODELAGEM DO SISTEMA PARA ANÁLISE DO FENÔMENO DE *BACKFLASHOVER* EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

Figura 2.1 - Definição geométrica do tempo de crista e tempo de cauda para impulso atmosférico padrão de tensão.....	30
Figura 2.2 - Circuito gerador de impulsos com um estágio.....	31
Figura 2.3 - Definição dos parâmetros da frente de onda para impulso de corrente atmosférica com polaridade negativa.....	33
Figura 2.4 - <i>Model Lynce</i> : Fonte de corrente elétrica com forma de onda do tipo dupla exponencial: 1.2x50 $\mu$ s, baseada no impulso atmosférico padrão.....	35
Figura 2.5 - Forma de onda da corrente de descarga de retorno do tipo dupla exponencial: 1.2x50 $\mu$ s produzida pelo <i>model Lynce</i> e pela fonte <i>surge type 15</i> do <i>ATPDraw</i> .....	39
Figura 2.6 - Módulos <i>DBM</i> que atuam como fonte de corrente baseada na função matemática de <i>Heidler</i> .....	42
Figura 2.7 - Comparação entre as formas de onda de correntes de primeiras descargas: (a) correntes de descargas reais obtidas por medição; (b) Correntes de descarga produzidas pela fonte de <i>Heidler</i> .....	42
Figura 2.8 - Ícone do componente <i>MODEL CIGRÈ</i> desenvolvido para reproduzir a corrente de descarga segundo a metodologia do <i>CIGRÈ</i> .....	46
Figura 2.9 - Parâmetros de entrada para o <i>MODEL CIGRÈ</i> .....	46

Figura 2.10 - Comparação entre as formas de onda de correntes de primeiras descargas produzidas pelo modelo computacional e segundo a recomendação do <i>CIGRÉ</i> .....	47
Figura 2.11 - Geometria da torre do tipo convencional de linha de transmissão trifásica de 500 kV.....	49
Figura 2.12 - Trecho de sistema de transmissão modelado.....	52
Figura 2.13 - Curvas de suportabilidade das cadeias de isoladores. (a) Curva V-t implementada no <i>ATPDraw</i> . (b) Curva V-t para impulso $1.2 \times 50 \mu s$ obtida para descarga elétrica na torre.....	54
Figura 2.14 - Sistema de controle das chaves da <i>TACS</i> que representam a disrupção sobre as cadeias de isoladores.....	54

### **CAPÍTULO III – SUPORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES SUBMETIDOS A SOBRETENSÕES IMPULSIVAS COM FORMAS DE ONDA TÍPICAS**

Figura 3.1 - Característica da suportabilidade elétrica para isolações auto regenerativas.....	59
Figura 3.2 - Exemplo de Curva Tensão-Tempo.....	60
Figura 3.3 - Descrição do processo de disrupção utilizado pelo <i>LPM</i> .....	63
Figura 3.4 - Desenvolvimento do líder durante o processo de disrupção utilizado pelo <i>LPM</i> .....	65
Figura 3.5 - Processo típico de disrupção em cadeias de isoladores em tensões de 500 kV: isoladores de compostos à esquerda e isoladores de porcelana à direita.....	65
Figura 3.6 - <i>Model</i> criado para implementar o método <i>LPM</i> ( <i>Líder Progression Model</i> ).....	69
Figura 3.7 - Parâmetros definidos pelo usuário para utilização do modelo <i>LPM</i> implementado no <i>ATPDraw</i> .....	70
Figura 3.8 - Análise do procedimento de cálculo do <i>LPM CIGRÉ</i> para fases de <i>streamer</i> e de <i>leader</i> .....	71
Figura 3.9 - Gradiente médio de tensão crítica disruptiva a 50% como função do espaçamento do gap de ar para arranjo isolante do tipo haste-plano.....	72
Figura 3.10 - Gradiente médio de tensão crítica disruptiva a 50% como função do fator do <i>gap</i> de ar para arranjos isolantes diferentes do tipo haste-plano.....	73
Figura 3.11 - Análise do procedimento de cálculo do <i>LPM CIGRÉ</i> Adaptado, para fases de <i>streamer</i> e de propagação de <i>leader</i> .....	75
Figura 3.12 - Fluxograma para cálculo do valor de tensão disruptiva base ( $U_{0Base}$ ) utilizando o método do mínimo desvio padrão.....	86
Figura 3.13 - Fluxograma para cálculo do valor de $DE_{Base}$ utilizando o método do mínimo desvio padrão.....	87
Figura 3.14 - Método <i>DE</i> implementado utilizando linguagem de programação <i>MODELS</i> do <i>ATP/ATPDraw</i> .....	88
Figura 3.15 - Gerador de impulsos com múltiplos estágios, com resistores de descarga, resistores de frente e de cauda distribuídos.....	90
Figura 3.16 - Gerador de impulsos multiestágios representado por um único estágio equivalente.....	91
Figura 3.17 - Foto do gerador de impulsos com 12 estágios do LEAT/UFGM.....	91

Figura 3.18 - Formas de onda de tensão de ensaio simulada computacionalmente e registrada experimentalmente durante os testes.....	92
Figura 3.19 - Definições gerais e forma de onda para impulso atmosférico padrão. (a) Impulso padrão completo. (b) Impulso atmosférico cortado na cauda. (c) Impulso atmosférico cortado na frente.....	93
Figura 3.20 - Exemplo de Curva Tensão-Tempo típica.....	95
Figura 3.21 - Formas de onda típicas de sobretensões atmosféricas. a) Sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno na estação do Monte San Salvatore (MSS), Suíça. b) Sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno na estação do Morro do Cachimbo (MCA), Brasil.....	96
Figura 3.22 - Montagem experimental para geração da tensão não normalizada com pico único....	98
Figura 3.23 - Tensão impulsiva não padronizada com pico único (a) Tensão produzida pelo gerador de impulsos em laboratório. (b) Tensão de impulso simulada computacionalmente com gerador de impulsos modelado no ATP.....	99
Figura 3.24 - Tensão impulsiva não padronizada com pico duplo produzida experimentalmente e simulada computacionalmente no <i>ATPDraw</i> .....	100
Figura 3.25 - Tensão impulsiva não padronizada com pico duplo rápido produzida experimentalmente e simulada computacionalmente no <i>ATPDraw</i> .....	101
Figura 3.26 - Definição do expoente n utilizado nos fatores de correção.....	103
Figura 3.27 - Umidade absoluta do ar obtida a partir das leituras dos termômetros.....	103
Figura 3.28 - Fator de correção da tensão de ensaio em função da umidade absoluta local.....	104
Figura 3.29 - Montagem laboratorial para testes a impulso atmosférico aplicado à cadeia de isoladores de disco de vidro.....	107
Figura 3.30 - Registros de disrupções em diferentes instantes de tempo para impulso padrão .....	110
Figura 3.31 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso padrão de tensão.....	111
Figura 3.32 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso não normalizado de tensão do tipo pico único.....	115
Figura 3.33 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso não normalizado de tensão do tipo pico duplo.....	119
Figura 3.34 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso não normalizado de tensão do tipo pico duplo rápido.....	122

## **CAPÍTULO IV – ESTUDOS COMPUTACIONAIS SOBRE O FENÔMENO DE *BACKFLASHOVER* EM LINHAS DE TRANSMISSÃO.**

Figura 4.1 - Curvas tensão-tempo para estrutura de torre de 500 kV.....	131
Figura 4.2 - Sistema elétrico modelado para realização de estudos sobre o <i>backflashover</i> .....	133
Figura 4.3 - Correntes de primeiras descargas reais representadas por parâmetros médios extraídos de medições.....	134
Figura 4.4 - Correntes críticas de primeiras descargas com forma de onda do tipo único obtidas para diferentes modelos de disrupção.....	135

Figura 4.5 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo pico único.....	136
Figura 4.6 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo pico único.....	139
Figura 4.7 - Corrente de descarga atmosférica injetada na cadeia de isoladores da fase B da Torre 2, atingida pelo raio.....	140
Figura 4.8 - Tensões no topo das torres e no ponto de conexão entre as torres e as cadeias de isoladores, quando a disrupção foi modelada pela Curva V-t.....	141
Figura 4.9 - Tensões estabelecidas nas duas impedâncias série que representam a torre 2, atingida pela descarga.....	141
Figura 4.10 - Tensões estabelecidas nas duas impedâncias série que representam as torres 1 e 3 adjacentes.....	142
Figura 4.11 - Tensões estabelecidas nas resistências de aterramento das torres.....	142
Figura 4.12 - Correntes críticas com forma de onda do tipo pico duplo obtidas para diferentes modelos de disrupção.....	143
Figura 4.13 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo pico duplo.....	145
Figura 4.14 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo pico duplo.....	147
Figura 4.15 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes do tipo pico único e <i>CIGRÉ</i> .....	151
Figura 4.16 - Correntes críticas com forma de onda do tipo <i>CIGRÉ</i> .....	151
Figura 4.17 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo <i>CIGRÉ</i> .....	153
Figura 4.18 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo <i>CIGRÉ</i> .....	154
Figura 4.19 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes do tipo pico único e biexponencial.....	157
Figura 4.20 - Correntes críticas com forma de onda do tipo biexponencial.....	157
Figura 4.21 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo biexponencial.....	159
Figura 4.22 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo biexponencial.....	160
Figura 4.23 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes dos tipos pico único, biexponencial e dupla rampa.....	162
Figura 4.24 - Correntes críticas com forma de onda do tipo dupla rampa.....	163
Figura 4.25 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo dupla rampa.....	166
Figura 4.26 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo dupla rampa.....	167
Figura 4.27 - Correntes críticas de descarga obtidas para cada modelo de disrupção.....	168



# LISTA DE TABELAS

## CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

TABELA 1.1 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE SOBRETENSÕES PRODUZIDAS PELAS PRINCIPAIS FORMAS DE ONDA DE CORRENTES DE DESCARGAS.....	13
---	----

## CAPÍTULO II – MODELAGEM DO SISTEMA PARA ANÁLISE DO FENÔMENO DE *BACKFLASHOVER* EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

TABELA 2.1 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DO IMPULSO ATMOSFÉRICO DE CORRENTE.....	34
TABELA 2.2 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DAS FORMAS DE ONDA PRODUZIDAS PELA FONTE BIEXPONENCIAL DO ATPDRAW E PELO MODEL LYNCE IMPLEMENTADO.....	39
TABELA 2.3 - PARÂMETROS UTILIZADOS PARA MODELAGEM DA FONTE DE CORRENTE DE HEIDLER.....	41
TABELA 2.4 - PARÂMETROS DA FORMA DE ONDA DE CORRENTE DO TIPO PICO DUPLO REGISTRADA EM MEDIÇÕES E IMPLEMENTADA COMPUTACIONALMENTE.....	43
TABELA 2.5 - PARÂMETROS DA FORMA DE ONDA DE CORRENTE DE DESCARGA ATMOSFÉRICA REAL (MCS FST#3) COMPARADOS COM A FORMA DE ONDA DE CORRENTE PRODUZIDA PELO MODEL CIGRÈ.....	47
TABELA 2.6 - DADOS ELÉTRICOS E GEOMÉTRICOS DOS CABOS.....	49

## CAPÍTULO III – SUPORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES SUBMETIDOS A SOBRETENSÕES IMPULSIVAS COM FORMAS DE ONDA TÍPICAS

TABELA 3.1 - VALORES DAS CONSTANTES CARACTERÍSTICAS PARA OS MÉTODOS <i>LPM</i> PROPOSTOS POR <i>CIGRÈ</i> E WANG ET AL.....	66
TABELA 3.2 - CONSTANTES PARA O CÁLCULO DO INSTANTE DE CONCLUSÃO DA FASE DE <i>STREAMER</i> PARA O LPM DE WANG ET AL (2014) .....	68
TABELA 3.3 - ESPECIFICAÇÕES DOS ISOLADORES DO TIPO DISCO DE VIDRO ENSAIADOS .....	105
TABELA 3.4 - ESPECIFICAÇÕES DO ISOLADOR DO TIPO DISCO DE VIDRO DA GRANEL.....	105
TABELA 3.5 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS .....	109
TABELA 3.6 - FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA .....	109
TABELA 3.7 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM IMPULSO PADRÃO DE TENSÃO APLICADO A DOIS ISOLADORES DE DISCO DE VIDRO .....	109
TABELA 3.8 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PADRÃO .....	112
TABELA 3.9 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS PARA ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO ÚNICO .....	113
TABELA 3.10 - FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA – ENSAIO COM TENSÃO DE TESTE DO TIPO PICO ÚNICO .....	114

TABELA 3.11 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO ÚNICO.....	114
TABELA 3.12 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO ÚNICO.....	116
TABELA 3.13 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS PARA ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO.....	117
TABELA 3.14 - FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA – ENSAIO COM TENSÃO DE TESTE DO TIPO PICO DUPLO.....	118
TABELA 3.15 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO.....	118
TABELA 3.16 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO DUPLO.....	120
TABELA 3.17 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS E FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA OBTIDOS PARA O ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.....	121
TABELA 3.18 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.....	121
TABELA 3.19 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.....	123

## **CAPÍTULO IV – ESTUDOS COMPUTACIONAIS SOBRE O FENÔMENO DE BACKFLASHOVER EM LINHAS DE TRANSMISSÃO.**

TABELA 4.1 - PONTOS (V,T) EXTRAÍDOS DAS FIGURAS 4.1 (A) E (B) PARA PLOTAR AS CURVAS V-T OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE PARA LINHA DE 500 kV.....	132
TABELA 4.2 - PARÂMETROS UTILIZADOS PARA CÁLCULO DO <i>LPM CIGRÈ</i> E <i>LPM CIGRÈ</i> ADAPTADO.....	132
TABELA 4.3 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO PICO ÚNICO.....	136
TABELA 4.4 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO PICO ÚNICO.....	137
TABELA 4.5 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO PICO DUPLO.....	144
TABELA 4.6 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO PICO DUPLO.....	144
TABELA 4.7 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE <i>BACKFLASHOVER</i> OBTIDOS NOS CASOS 1 E 2.....	148
TABELA 4.8 - COMPARAÇÃO DOS PARÂMETROS DO LÍDER CALCULADOS POR <i>LPM CIGRÈ</i> E POR <i>LPM CIGRÈ</i> ADAPTADO NOS CASOS 1 E 2.....	150
TABELA 4.9 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO <i>CIGRÈ</i> ....	152
TABELA 4.10 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO <i>CIGRÈ</i> .....	153

TABELA 4.11 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE <i>BACKFLASHOVER</i> OBTIDOS NOS CASOS 1 E 3 .....	156
TABELA 4.12 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO BIEXPONENCIAL .....	158
TABELA 4.13 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO BIEXPONENCIAL .....	159
TABELA 4.14 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO DUPLA RAMPA.....	163
TABELA 4.15 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO DUPLA RAMPA .....	164
TABELA 4.16 - ERROS ABSOLUTOS NOS VALORES DE CORRENTE CRÍTICA DE DESCARGA OBTIDOS NOS CASOS 3, 4 E 5 EM COMPARAÇÃO AO CASO 1 .....	169
TABELA 4.17 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE <i>BACKFLASHOVER</i> OBTIDOS NOS CASOS 1, 3, 4 E 5 .....	170

# LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT: Associação Brasileira de Normas Técnicas

AIEE: *American Institute of Electrical Engineers*

ANEEL: Agência Nacional de Energia Elétrica

ATP: *Alternative Transients Program*

ATPDraw: Interface Gráfica de Pré-processamento Desenvolvida para o *Software ATP/EMTP*.

BIL: *Basic Impulse Lightning Level*

BSL: *Basic Switching Impulse Insulation Level*

CAA: Condutor de Alumínio com Alma de Aço Revestido em Alumínio

CEMIG - Companhia Energética de Minas Gerais

CFO - *Critical Flashover Voltage* - Tensão Crítica a Impulso Atmosférico a 50% de falha

CIGRÉ: *International Council on Large Electric Systems*.

DBM: *Rotina Data Base Modularization* do *Software ATP/ATPDraw*.

DE: *Disruptive Effect*

EHS: Cabo de Extra Alta Resistência Empregado em Cabos Para-raios.

ELAT: Grupo de Eletricidade Atmosférica

EMTP: *Electromagnetic Transients Program*

FST: *First Stroke Current* - *Corrente de Primeiras Descargas*

GIS: *Gas Insulated Station*

HEM: *Hybrid Electromagnetic Model*

IEC: *International Electrotechnical Commission*

IEEE: *Institute of Electrical and Electronics Engineers*

INPE: Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais

LEAT: Laboratório de Extra Alta Tensão da Universidade Federal de Minas Gerais-UFMG

LPM: *Leader Progression Model* – Modelo de Progressão de Líder

MCS: Morro do Cachimbo *Station* - Estação Instrumentada do Morro do Cachimbo

MODELS: Linguagem de Programação para *Software ATP/ATPDraw*.

NBR: Norma Brasileira

NBI: Nível Básico de Isolamento

ONS: Operador Nacional do Sistema Elétrico Brasileiro

SIN: Sistema Interligado Nacional

TACS: *Transient Analysis Control System*

# PUBLICAÇÕES

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; CAIXETA, D. A.; TAMASHIRO, M. A. Lightning performance of transmission lines based upon real return-stroke current waveforms and statistical variation of characteristic parameters. Electric Power Systems Research. December. 2016. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2016.12.003>.

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; BOAVENTURA, W. C.; LIMA, J. L. C.; CHAVES, M. L. R.; SILVA, A. M. B. Volt-Time Curve Prediction of Distribution Insulators Under Standard and Typical Lightning Overvoltages Using the Disruptive Effect Method. Journal of Control, Automation and Electrical Systems. v. 28, issue 2, pp 259-270. April. 2017  
DOI: <https://doi.org/10.1007/s40313-016-0297-4>.

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; CAIXETA, D. A.; TAMASHIRO, M. A. Lightning overvoltage investigation due to a backflashover event in transmission lines: A realist modeling proposal. Internationa Symposium on Lightning Protection (XIII SIPDA). October. Balneário Camboriú-SC. Brazil. 2015.  
DOI: [10.1109/SIPDA.2015.7339311](https://doi.org/10.1109/SIPDA.2015.7339311)

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; Desempenho de Linhas de Transmissão Perante Descargas Atmosféricas Diretas: Uma Proposta de Modelagem Computacional mais Realística para o Projeto de Coordenação de Isolamento. XXIII SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica. GDS-15 Grupo de Desempenho de Sistemas Elétricos. Foz do Iguaçu. Outubro. 2015.

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; Análise de Desempenho de Linhas de Transmissão Frente a Descargas Atmosféricas aplicada à Coordenação de Isolamento. Anais do V Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos. Foz do Iguaçu-PR. 2014. ISSN: 2177-6164.

RODRIGUES, A. R.; TAMASHIRO, M. A.; PICCINI, A. R.; REZENDE, J. O.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R. Modelagem Computacional da Corrente de Retorno em Descargas Atmosféricas para Análise de Desempenho de Linhas de Transmissão. XII CEEL-UFU, Uberlândia-MG, Brasil. 2014. ISSN: 2178-8308

# LISTA DE FIGURAS

## CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

Figura 1.1 - Fluxograma para a determinação do nível de isolamento nominal de um equipamento ou arranjo isolante segundo procedimento recomendado na (ABNT NBR 6939, 2000) .....	2
Figura 1.2 - Classes e formas de onda das sobretensões nos sistemas elétricos.....	4
Figura 1.3 - Mecanismo de ruptura de isolamento por <i>Backflashover</i> .....	7
Figura 1.4 - Mapa de densidade de raios no Brasil.....	9
Figura 1.5 - Número de publicações por decênio em consulta ao <i>IEEE XPLORE</i> utilizando as palavras-chave <i>lightning performance transmission lines</i> .....	11
Figura 1.6 - Perfis de sobretensões produzidas por diferentes formas de onda de correntes de descarga.....	12
Figura 1.7 - Comparação entre gradientes de tensão disruptiva para espaçamentos haste-haste: <i>IEEE Standard 4</i> (IEEE STANDARD 4, 1995) versus AIEE (AIEE COMMITTEE REPORT, 1934).....	21
Figura 1.8 - Exemplos de registros de correntes de descarga de retorno medidas por (ANDERSON; ERIKSSON, 1980). Acima: Corrente de primeira descarga. No meio: Corrente de segunda descarga. Abaixo: Corrente de terceira descarga .....	25

## CAPÍTULO II – MODELAGEM DO SISTEMA PARA ANÁLISE DO FENÔMENO DE *BACKFLASHOVER* EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

Figura 2.1 - Definição geométrica do tempo de crista e tempo de cauda para impulso atmosférico padrão de tensão.....	30
Figura 2.2 - Circuito gerador de impulsos com um estágio.....	31
Figura 2.3 - Definição dos parâmetros da frente de onda para impulso de corrente atmosférica com polaridade negativa.....	33
Figura 2.4 - <i>Model Lynce</i> : Fonte de corrente elétrica com forma de onda do tipo dupla exponencial: $1.2 \times 50 \mu s$ , baseada no impulso atmosférico padrão.....	35
Figura 2.5 - Forma de onda da corrente de descarga de retorno do tipo dupla exponencial: $1.2 \times 50 \mu s$ produzida pelo <i>model Lynce</i> e pela fonte <i>surge type 15</i> do <i>ATPDraw</i> .....	39
Figura 2.6 - Módulos <i>DBM</i> que atuam como fonte de corrente baseada na função matemática de <i>Heidler</i> .....	42
Figura 2.7 - Comparação entre as formas de onda de correntes de primeiras descargas: (a) correntes de descargas reais obtidas por medição; (b) Correntes de descarga produzidas pela fonte de <i>Heidler</i> .....	42
Figura 2.8 - Ícone do componente <i>MODEL CIGRÉ</i> desenvolvido para reproduzir a corrente de descarga segundo a metodologia do <i>CIGRÉ</i> .....	46
Figura 2.9 - Parâmetros de entrada para o <i>MODEL CIGRÉ</i> .....	46

Figura 2.10 - Comparação entre as formas de onda de correntes de primeiras descargas produzidas pelo modelo computacional e segundo a recomendação do <i>CIGRÉ</i> .....	47
Figura 2.11 - Geometria da torre do tipo convencional de linha de transmissão trifásica de 500 kV.....	49
Figura 2.12 - Trecho de sistema de transmissão modelado.....	52
Figura 2.13 - Curvas de suportabilidade das cadeias de isoladores. (a) Curva V-t implementada no <i>ATPDraw</i> . (b) Curva V-t para impulso 1.2x50 $\mu$ s obtida para descarga elétrica na torre.....	54
Figura 2.14 - Sistema de controle das chaves da <i>TACS</i> que representam a disrupção sobre as cadeias de isoladores.....	54

### **CAPÍTULO III – SUPORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES SUBMETIDOS A SOBRETENSÕES IMPULSIVAS COM FORMAS DE ONDA TÍPICAS**

Figura 3.1 - Característica da suportabilidade elétrica para isolações auto regenerativas.....	59
Figura 3.2 - Exemplo de Curva Tensão-Tempo.....	60
Figura 3.3 - Descrição do processo de disrupção utilizado pelo <i>LPM</i> .....	63
Figura 3.4 - Desenvolvimento do líder durante o processo de disrupção utilizado pelo <i>LPM</i> .....	65
Figura 3.5 - Processo típico de disrupção em cadeias de isoladores em tensões de 500 kV: isoladores de compostos à esquerda e isoladores de porcelana à direita.....	65
Figura 3.6 - <i>Model</i> criado para implementar o método <i>LPM</i> ( <i>Líder Progression Model</i> ).....	69
Figura 3.7 - Parâmetros definidos pelo usuário para utilização do modelo <i>LPM</i> implementado no <i>ATPDraw</i> .....	70
Figura 3.8 - Análise do procedimento de cálculo do <i>LPM CIGRÉ</i> para fases de <i>streamer</i> e de <i>leader</i> .....	71
Figura 3.9 - Gradiente médio de tensão crítica disruptiva a 50% como função do espaçamento do gap de ar para arranjo isolante do tipo haste-plano.....	72
Figura 3.10 - Gradiente médio de tensão crítica disruptiva a 50% como função do fator do <i>gap</i> de ar para arranjos isolantes diferentes do tipo haste-plano.....	73
Figura 3.11 - Análise do procedimento de cálculo do <i>LPM CIGRÉ</i> Adaptado, para fases de <i>streamer</i> e de propagação de <i>leader</i> .....	75
Figura 3.12 - Fluxograma para cálculo do valor de tensão disruptiva base ( $U_{0Base}$ ) utilizando o método do mínimo desvio padrão.....	86
Figura 3.13 - Fluxograma para cálculo do valor de $DE_{Base}$ utilizando o método do mínimo desvio padrão.....	87
Figura 3.14 - Método <i>DE</i> implementado utilizando linguagem de programação <i>MODELS</i> do <i>ATP/ATPDraw</i> .....	88
Figura 3.15 - Gerador de impulsos com múltiplos estágios, com resistores de descarga, resistores de frente e de cauda distribuídos.....	90
Figura 3.16 - Gerador de impulsos multiestágios representado por um único estágio equivalente.....	91
Figura 3.17 - Foto do gerador de impulsos com 12 estágios do LEAT/UFGM.....	91

Figura 3.18 - Formas de onda de tensão de ensaio simulada computacionalmente e registrada experimentalmente durante os testes.....	92
Figura 3.19 - Definições gerais e forma de onda para impulso atmosférico padrão. (a) Impulso padrão completo. (b) Impulso atmosférico cortado na cauda. (c) Impulso atmosférico cortado na frente.....	93
Figura 3.20 - Exemplo de Curva Tensão-Tempo típica.....	95
Figura 3.21 - Formas de onda típicas de sobretensões atmosféricas. a) Sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno na estação do Monte San Salvatore (MSS), Suíça. b) Sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno na estação do Morro do Cachimbo (MCA), Brasil.....	96
Figura 3.22 - Montagem experimental para geração da tensão não normalizada com pico único....	98
Figura 3.23 - Tensão impulsiva não padronizada com pico único (a) Tensão produzida pelo gerador de impulsos em laboratório. (b) Tensão de impulso simulada computacionalmente com gerador de impulsos modelado no ATP.....	99
Figura 3.24 - Tensão impulsiva não padronizada com pico duplo produzida experimentalmente e simulada computacionalmente no <i>ATPDraw</i> .....	100
Figura 3.25 - Tensão impulsiva não padronizada com pico duplo rápido produzida experimentalmente e simulada computacionalmente no <i>ATPDraw</i> .....	101
Figura 3.26 - Definição do expoente n utilizado nos fatores de correção.....	103
Figura 3.27 - Umidade absoluta do ar obtida a partir das leituras dos termômetros.....	103
Figura 3.28 - Fator de correção da tensão de ensaio em função da umidade absoluta local.....	104
Figura 3.29 - Montagem laboratorial para testes a impulso atmosférico aplicado à cadeia de isoladores de disco de vidro.....	107
Figura 3.30 - Registros de disrupções em diferentes instantes de tempo para impulso padrão .....	110
Figura 3.31 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso padrão de tensão.....	111
Figura 3.32 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso não normalizado de tensão do tipo pico único.....	115
Figura 3.33 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso não normalizado de tensão do tipo pico duplo.....	119
Figura 3.34 - Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetida a impulso não normalizado de tensão do tipo pico duplo rápido.....	122

## **CAPÍTULO IV – ESTUDOS COMPUTACIONAIS SOBRE O FENÔMENO DE *BACKFLASHOVER* EM LINHAS DE TRANSMISSÃO.**

Figura 4.1 - Curvas tensão-tempo para estrutura de torre de 500 kV.....	131
Figura 4.2 - Sistema elétrico modelado para realização de estudos sobre o <i>backflashover</i> .....	133
Figura 4.3 - Correntes de primeiras descargas reais representadas por parâmetros médios extraídos de medições.....	134
Figura 4.4 - Correntes críticas de primeiras descargas com forma de onda do tipo único obtidas para diferentes modelos de disrupção.....	135



Figura 4.5 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo pico único.....	136
Figura 4.6 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo pico único.....	139
Figura 4.7 - Corrente de descarga atmosférica injetada na cadeia de isoladores da fase B da Torre 2, atingida pelo raio.....	140
Figura 4.8 - Tensões no topo das torres e no ponto de conexão entre as torres e as cadeias de isoladores, quando a disrupção foi modelada pela Curva V-t.....	141
Figura 4.9 - Tensões estabelecidas nas duas impedâncias série que representam a torre 2, atingida pela descarga.....	141
Figura 4.10 - Tensões estabelecidas nas duas impedâncias série que representam as torres 1 e 3 adjacentes.....	142
Figura 4.11 - Tensões estabelecidas nas resistências de aterramento das torres.....	142
Figura 4.12 - Correntes críticas com forma de onda do tipo pico duplo obtidas para diferentes modelos de disrupção.....	143
Figura 4.13 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo pico duplo.....	145
Figura 4.14 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo pico duplo.....	147
Figura 4.15 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes do tipo pico único e <i>CIGRÉ</i> .....	151
Figura 4.16 - Correntes críticas com forma de onda do tipo <i>CIGRÉ</i> .....	151
Figura 4.17 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo <i>CIGRÉ</i> .....	153
Figura 4.18 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo <i>CIGRÉ</i> .....	154
Figura 4.19 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes do tipo pico único e biexponencial.....	157
Figura 4.20 - Correntes críticas com forma de onda do tipo biexponencial.....	157
Figura 4.21 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo biexponencial.....	159
Figura 4.22 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo biexponencial.....	160
Figura 4.23 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes dos tipos pico único, biexponencial e dupla rampa.....	162
Figura 4.24 - Correntes críticas com forma de onda do tipo dupla rampa.....	163
Figura 4.25 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo dupla rampa.....	166
Figura 4.26 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo dupla rampa.....	167
Figura 4.27 - Correntes críticas de descarga obtidas para cada modelo de disrupção.....	168

# LISTA DE TABELAS

## CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

TABELA 1.1 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE SOBRETENSÕES PRODUZIDAS PELAS PRINCIPAIS FORMAS DE ONDA DE CORRENTES DE DESCARGAS.....	13
---	----

## CAPÍTULO II – MODELAGEM DO SISTEMA PARA ANÁLISE DO FENÔMENO DE *BACKFLASHOVER* EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

TABELA 2.1 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DO IMPULSO ATMOSFÉRICO DE CORRENTE.....	34
TABELA 2.2 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DAS FORMAS DE ONDA PRODUZIDAS PELA FONTE BIEXPONENCIAL DO ATPDRAW E PELO MODEL LYNCE IMPLEMENTADO.....	39
TABELA 2.3 - PARÂMETROS UTILIZADOS PARA MODELAGEM DA FONTE DE CORRENTE DE HEIDLER.....	41
TABELA 2.4 - PARÂMETROS DA FORMA DE ONDA DE CORRENTE DO TIPO PICO DUPLO REGISTRADA EM MEDIÇÕES E IMPLEMENTADA COMPUTACIONALMENTE.....	43
TABELA 2.5 - PARÂMETROS DA FORMA DE ONDA DE CORRENTE DE DESCARGA ATMOSFÉRICA REAL (MCS FST#3) COMPARADOS COM A FORMA DE ONDA DE CORRENTE PRODUZIDA PELO MODEL CIGRÈ.....	47
TABELA 2.6 - DADOS ELÉTRICOS E GEOMÉTRICOS DOS CABOS.....	49

## CAPÍTULO III – SUPORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES SUBMETIDOS A SOBRETENSÕES IMPULSIVAS COM FORMAS DE ONDA TÍPICAS

TABELA 3.1 - VALORES DAS CONSTANTES CARACTERÍSTICAS PARA OS MÉTODOS <i>LPM</i> PROPOSTOS POR <i>CIGRÈ</i> E WANG ET AL.....	66
TABELA 3.2 - CONSTANTES PARA O CÁLCULO DO INSTANTE DE CONCLUSÃO DA FASE DE <i>STREAMER</i> PARA O <i>LPM</i> DE WANG ET AL (2014) .....	68
TABELA 3.3 - ESPECIFICAÇÕES DOS ISOLADORES DO TIPO DISCO DE VIDRO ENSAIADOS .....	105
TABELA 3.4 - ESPECIFICAÇÕES DO ISOLADOR DO TIPO DISCO DE VIDRO DA GRANEL.....	105
TABELA 3.5 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS .....	109
TABELA 3.6 - FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA .....	109
TABELA 3.7 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM IMPULSO PADRÃO DE TENSÃO APLICADO A DOIS ISOLADORES DE DISCO DE VIDRO .....	109
TABELA 3.8 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PADRÃO .....	112
TABELA 3.9 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS PARA ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO ÚNICO .....	113
TABELA 3.10 - FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA – ENSAIO COM TENSÃO DE TESTE DO TIPO PICO ÚNICO .....	114

TABELA 3.11 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO ÚNICO.....	114
TABELA 3.12 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO ÚNICO.....	116
TABELA 3.13 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS PARA ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO.....	117
TABELA 3.14 - FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA – ENSAIO COM TENSÃO DE TESTE DO TIPO PICO DUPLO.....	118
TABELA 3.15 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO.....	118
TABELA 3.16 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO DUPLO.....	120
TABELA 3.17 - CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS E FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA OBTIDOS PARA O ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.....	121
TABELA 3.18 - PONTOS (V, T) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.....	121
TABELA 3.19 - ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS <i>LPM</i> E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.....	123

## **CAPÍTULO IV – ESTUDOS COMPUTACIONAIS SOBRE O FENÔMENO DE BACKFLASHOVER EM LINHAS DE TRANSMISSÃO.**

TABELA 4.1 - PONTOS (V,T) EXTRAÍDOS DAS FIGURAS 4.1 (A) E (B) PARA PLOTAR AS CURVAS V-T OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE PARA LINHA DE 500 kV.....	132
TABELA 4.2 - PARÂMETROS UTILIZADOS PARA CÁLCULO DO <i>LPM CIGRÈ</i> E <i>LPM CIGRÈ</i> ADAPTADO.....	132
TABELA 4.3 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO PICO ÚNICO.....	136
TABELA 4.4 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO PICO ÚNICO.....	137
TABELA 4.5 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO PICO DUPLO.....	144
TABELA 4.6 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO PICO DUPLO.....	144
TABELA 4.7 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE <i>BACKFLASHOVER</i> OBTIDOS NOS CASOS 1 E 2.....	148
TABELA 4.8 - COMPARAÇÃO DOS PARÂMETROS DO LÍDER CALCULADOS POR <i>LPM CIGRÈ</i> E POR <i>LPM CIGRÈ</i> ADAPTADO NOS CASOS 1 E 2.....	150
TABELA 4.9 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO <i>CIGRÈ</i> ....	152
TABELA 4.10 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO <i>CIGRÈ</i> .....	153

TABELA 4.11 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE <i>BACKFLASHOVER</i> OBTIDOS NOS CASOS 1 E 3 .....	156
TABELA 4.12 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO BIEXPONENCIAL .....	158
TABELA 4.13 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO BIEXPONENCIAL .....	159
TABELA 4.14 - PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO DUPLA RAMPA.....	163
TABELA 4.15 - PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR <i>BACKFLASHOVER</i> EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO DUPLA RAMPA .....	164
TABELA 4.16 - ERROS ABSOLUTOS NOS VALORES DE CORRENTE CRÍTICA DE DESCARGA OBTIDOS NOS CASOS 3, 4 E 5 EM COMPARAÇÃO AO CASO 1 .....	169
TABELA 4.17 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE <i>BACKFLASHOVER</i> OBTIDOS NOS CASOS 1, 3, 4 E 5 .....	170

# LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT: Associação Brasileira de Normas Técnicas

AIEE: *American Institute of Electrical Engineers*

ANEEL: Agência Nacional de Energia Elétrica

ATP: *Alternative Transients Program*

ATPDraw: Interface Gráfica de Pré-processamento Desenvolvida para o *Software ATP/EMTP*.

BIL: *Basic Impulse Lightning Level*

BSL: *Basic Switching Impulse Insulation Level*

CAA: Condutor de Alumínio com Alma de Aço Revestido em Alumínio

CEMIG - Companhia Energética de Minas Gerais

CFO - *Critical Flashover Voltage* - Tensão Crítica a Impulso Atmosférico a 50% de falha

CIGRÉ: *International Council on Large Electric Systems*.

DBM: *Rotina Data Base Modularization* do *Software ATP/ATPDraw*.

DE: *Disruptive Effect*

EHS: Cabo de Extra Alta Resistência Empregado em Cabos Para-raios.

ELAT: Grupo de Eletricidade Atmosférica

EMTP: *Electromagnetic Transients Program*

FST: *First Stroke Current* - *Corrente de Primeiras Descargas*

GIS: *Gas Insulated Station*

HEM: *Hybrid Electromagnetic Model*

IEC: *International Electrotechnical Commission*

IEEE: *Institute of Electrical and Electronics Engineers*

INPE: Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais

LEAT: Laboratório de Extra Alta Tensão da Universidade Federal de Minas Gerais-UFMG

LPM: *Leader Progression Model* – Modelo de Progressão de Líder

MCS: Morro do Cachimbo *Station* - Estação Instrumentada do Morro do Cachimbo

MODELS: Linguagem de Programação para *Software ATP/ATPDraw*.

NBR: Norma Brasileira

NBI: Nível Básico de Isolamento

ONS: Operador Nacional do Sistema Elétrico Brasileiro

SIN: Sistema Interligado Nacional

TACS: *Transient Analysis Control System*

# PUBLICAÇÕES

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; CAIXETA, D. A.; TAMASHIRO, M. A. Lightning performance of transmission lines based upon real return-stroke current waveforms and statistical variation of characteristic parameters. Electric Power Systems Research. December. 2016. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2016.12.003>.

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; BOAVENTURA, W. C.; LIMA, J. L. C.; CHAVES, M. L. R.; SILVA, A. M. B. Volt-Time Curve Prediction of Distribution Insulators Under Standard and Typical Lightning Overvoltages Using the Disruptive Effect Method. Journal of Control, Automation and Electrical Systems. v. 28, issue 2, pp 259-270. April. 2017  
DOI: <https://doi.org/10.1007/s40313-016-0297-4>.

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; CAIXETA, D. A.; TAMASHIRO, M. A. Lightning overvoltage investigation due to a backflashover event in transmission lines: A realist modeling proposal. Internationa Symposium on Lightning Protection (XIII SIPDA). October. Balneário Camboriú-SC. Brazil. 2015.  
DOI: [10.1109/SIPDA.2015.7339311](https://doi.org/10.1109/SIPDA.2015.7339311)

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; Desempenho de Linhas de Transmissão Perante Descargas Atmosféricas Diretas: Uma Proposta de Modelagem Computacional mais Realística para o Projeto de Coordenação de Isolamento. XXIII SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica. GDS-15 Grupo de Desempenho de Sistemas Elétricos. Foz do Iguaçu. Outubro. 2015.

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; Análise de Desempenho de Linhas de Transmissão Frente a Descargas Atmosféricas aplicada à Coordenação de Isolamento. Anais do V Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos. Foz do Iguaçu-PR. 2014. ISSN: 2177-6164.

RODRIGUES, A. R.; TAMASHIRO, M. A.; PICCINI, A. R.; REZENDE, J. O.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R. Modelagem Computacional da Corrente de Retorno em Descargas Atmosféricas para Análise de Desempenho de Linhas de Transmissão. XII CEEL-UFU, Uberlândia-MG, Brasil. 2014. ISSN: 2178-8308

# *CAPÍTULO I*

## *INTRODUÇÃO*

### *1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO*

As descargas atmosféricas que atingem os sistemas elétricos submetem os seus equipamentos e componentes a uma condição operacional transitória definida por variações súbitas de tensão e de corrente elétrica. Este fenômeno transitório implica em solicitações de tensão com elevadas amplitudes aplicadas ao sistema de isolamento, associadas à probabilidade de falhas caso a suportabilidade dos arranjos isolantes seja ultrapassada, resultando em desligamentos. Portanto, o dimensionamento do isolamento é uma tarefa complexa e crucial para o funcionamento de equipamentos e de sistemas elétricos, sendo tratada por meio do projeto de coordenação de isolamento. De acordo com a NBR ABNT 6939 (2000):

*O projeto de coordenação de isolamento de uma rede elétrica consiste na seleção da suportabilidade elétrica dos equipamentos em função das tensões que podem ocorrer no sistema ao qual estes equipamentos serão ligados, levando em conta as condições em que serão operados e as características dos dispositivos de proteção disponíveis.*

Assim, o procedimento para coordenação de isolamento consiste na seleção de um conjunto de tensões suportáveis normalizadas que caracterizam a isolação do equipamento. Este conjunto de tensões normalizadas selecionado constitui o nível de isolamento nominal. A Figura 1.1 apresenta um fluxograma para a determinação do nível de isolamento nominal de um equipamento ou arranjo isolante (NBR ABNT 6939, 2000).

---

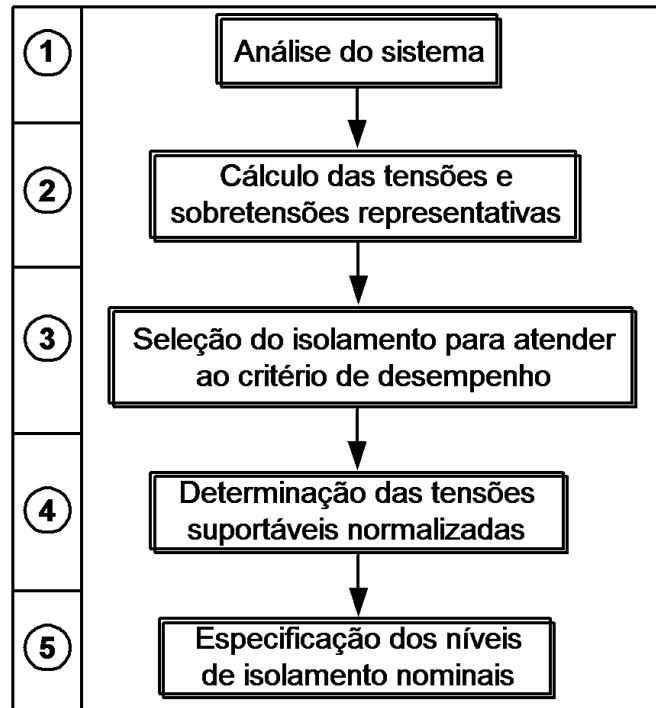


Figura 1.1 - Fluxograma para a determinação do nível de isolamento nominal de um equipamento ou arranjo isolante segundo procedimento recomendado na (ABNT NBR 6939, 2000).

Fonte: Elaborado pelo autor.

O fluxograma representado na Figura 1.1 evidencia a importância de se identificar as sobretensões que solicitam o isolamento para a definição dos níveis de isolamento nominais. As tensões e as sobretensões representativas que solicitam a isolação devem ser determinadas em amplitude, forma e duração por meio de uma análise do sistema. Em seguida, o nível de isolamento é selecionado em função das características da isolação e em atendimento ao critério de desempenho desejado. As tensões suportáveis normalizadas tem a mesma forma de onda das tensões e sobretensões representativas, porém com amplitudes multiplicadas por um fator de coordenação determinado com intuito de compensar as diferenças entre as condições reais de serviço da isolação e aquelas dos ensaios normalizados de tensão suportável. Finalmente, a seleção do nível de isolamento nominal consiste na seleção do conjunto mais econômico de tensões suportáveis normalizadas da isolação para garantir que todas as tensões suportáveis especificadas são atendidas.

Para determinação das tensões e sobretensões representativas é de fundamental importância a definição e a classificação das sobretensões. Define-se como sobretensão qualquer valor de tensão entre fase e terra, ou entre fases, cujo valor excede o valor de pico da máxima



tensão correspondente do equipamento. As sobretensões podem ser classificadas em duas categorias, de acordo com a sua origem:

- a. **Sobretensão de origem interna ou de manobra:** sobretensão fase-terra ou fase-fase, em um dado ponto do sistema, originada por eventos dentro do sistema em consideração, devido a uma operação de manobra específica. A sua forma de onda, para fins de coordenação de isolamento, pode ser considerada similar às ondas dos testes de impulso de manobra. A forma de onda padronizada é do tipo 250x2500  $\mu$ s;
- b. **Sobretensão de origem externa ou atmosférica:** sobretensão fase-terra ou fase-fase, em um dado ponto do sistema, proveniente de causas externas ao sistema considerado, como por exemplo, uma descarga atmosférica, cuja forma de onda, para fins de coordenação de isolamento, pode ser considerada similar à onda padrão de ensaio de impulso atmosférico. Sua forma de onda padronizada é do tipo 1.2x50  $\mu$ s;

Para fins de especificação de equipamentos, a norma ABNT NBR 6939 (2000) classifica as sobretensões de acordo com sua forma de onda, duração e seu efeito sobre a isolação ou sobre o dispositivo de proteção, como:

- i. **Tensão em regime permanente:** é a tensão de frequência industrial, considerada como tendo um valor *rms* constante, continuamente aplicada a qualquer arranjo isolante;
- ii. **Sobretensão temporária:** sobretensão de frequência industrial de duração relativamente longa; esta sobretensão pode ser não amortecida ou fracamente amortecida. Em alguns casos, sua frequência pode ser várias vezes menor ou maior que a frequência industrial;
- iii. **Sobretensão transitória:** sobretensão de curta duração, abrangendo alguns milisegundos ou menos, oscilatória ou não oscilatória, geralmente muito amortecida. As sobretensões transitórias dividem-se em:
  - a. **Sobretensão de frente lenta:** sobretensão transitória, usualmente unidirecional, caracterizada por um tempo de frente entre 20  $\mu$ s e 5000  $\mu$ s, e tempo de cauda menor que 20 ms. Podem ser originadas por operações de chaveamento e também por descargas atmosféricas diretas nos condutores de linhas aéreas.

- b. **Sobretensão de frente rápida**: sobretensão transitória, usualmente unidirecional, caracterizada por um tempo de frente entre 0.1  $\mu$ s e 20  $\mu$ s, e tempo de cauda menor que 300  $\mu$ s. Podem ser originadas por operações de chaveamento, por descargas atmosféricas ou faltas.
- c. **Sobretensão de frente muito rápida**: sobretensão transitória, usualmente unidirecional, caracterizada por um tempo de frente menor que 0.1  $\mu$ s, duração menor que 3 ms e com oscilações superpostas com frequências entre 30 kHz e 100 MHz. Podem ser originadas por faltas ou operações de chaveamento em subestações isoladas a gás (GIS-*Gas insulated station*).
- d. **Sobretensão combinada**: consiste de duas (ou mais) tensões componentes, simultaneamente aplicadas entre cada um dos terminais bifásicos de um isolamento fase-fase [ou longitudinal] ou isolamento fase e terra. É classificada a partir da componente de valor de pico mais elevado.

A Figura 1.2 caracteriza as formas de onda associadas a cada uma das classes de sobretensões e resume as suas características.

Classe	Baixa frequência		Transitório		
	Contínua	Temporária	Frente lenta	Frente rápida	Frente muito rápida
Forma da tensão					
Faixas de formas de tensão	$f = 50 \text{ Hz ou } 60 \text{ Hz}$ $T_t \geq 3600 \text{ s}$	$10 \text{ Hz} < f < 500 \text{ Hz}$ $3600 \text{ s} \geq T_t \geq 0,03 \text{ s}$	$5000 \mu\text{s} \geq T_{cr} > 20 \mu\text{s}$ $T_2 \leq 20 \text{ ms}$	$20 \mu\text{s} \geq T_1 > 0,1 \mu\text{s}$ $T_2 \leq 300 \mu\text{s}$	$100 \text{ ns} \geq T_t > 3 \text{ ns}$ $0,3 \text{ MHz} < f_1 < 100 \text{ MHz}$ $30 \text{ kHz} < f_2 < 300 \text{ kHz}$ $T_t \leq 3 \text{ ms}$
Forma normalizada da tensão	$f = 50 \text{ Hz ou } 60 \text{ Hz}$ $T_t^*$	$48 \text{ Hz} \leq f \leq 62 \text{ Hz}$ $T_t = 60 \text{ s}$	$T_{cr} = 250 \mu\text{s}$ $T_2 = 2500 \mu\text{s}$	$T_1 = 1,2 \mu\text{s}$ $T_2 = 50 \mu\text{s}$	*
Ensalo normalizado de tensão suportável	*	Ensalo de frequência fundamental de curta duração	Ensalo de impulso de manobra	Ensalo de impulso atmosférico	*

\*) A ser especificado pela norma do respectivo equipamento.

Figura 1.2 - Classes e formas de onda das sobretensões nos sistemas elétricos.

Fonte: Extraída de (ABNT NBR 6939, 2000).

Os estudos de coordenação de isolamento são geralmente divididos em duas categorias principais:

- i. Coordenação de isolamento de linhas, que pode ser dividido em linhas de transmissão e linhas de distribuição;

- ii. Coordenação de isolamento de subestações, incluindo subestações de geração, transmissão e distribuição de energia elétrica.

Na coordenação de isolamento de linhas, o objetivo é especificar todas as dimensões e características das torres das linhas de transmissão e de distribuição de energia, que afetam a confiabilidade das linhas, tais como:

- As distâncias de isolamento das torres ou as distâncias de isolamento entre os condutores fase;
- A suportabilidade das cadeias de isoladores;
- O número e o tipo dos isoladores;
- A necessidade de um sistema complementar de aterramento das torres e de qual tipo;
- A localização e o número de cabos aéreos aterrados ou cabos guarda;
- O espaçamento dielétrico entre fase e terra à meio de vão;
- A necessidade de localização e especificação de para-raios instalados nas linhas.

Um projeto de coordenação de isolamento de linhas elétricas trata da seleção de distâncias de isolamento capazes de suportar as sobretensões estimadas para o sistema, neste caso, a linha de transmissão, baseando-se em critérios técnicos e econômicos. Os intervalos de isolamento entre a torre e os cabos fase apresentam uma probabilidade de falha associada a cada nível de tensão, sendo que, não há como concluir, deterministicamente, se uma dada sobretensão provocará ou não a disrupção em uma estrutura (HILEMAN, 1999). Portanto, devem ser empregados métodos estatísticos para descrever a suportabilidade de um isolamento através de uma distribuição cumulativa normal ou gaussiana, analisando-se a probabilidade de falha e o desvio padrão associados (NUNES, 2006).

Neste contexto, este trabalho apresenta resultados de estudos relacionados à coordenação de isolamento, investigando o desempenho elétrico de linhas de transmissão atingidas por descargas atmosféricas. Um trecho de sistema de transmissão foi analisado com intuito de determinar as sobretensões representativas impostas às cadeias de isoladores, resultantes da incidência de descargas atmosféricas diretas nas torres. Para tanto, apresenta-se uma investigação acerca da suportabilidade destes arranjos isolantes e sua influência no desempenho de linhas de transmissão perante sobretensões de origem atmosférica.

Portanto, considerando-se os principais critérios a serem seguidos para a elaboração de um projeto de coordenação de isolamento, este trabalho trata:

- i. da caracterização das sobretensões representativas e normalizadas;
- ii. da verificação das características do isolamento.
- iii. da estimativa do desempenho elétrico;

Os resultados advindos desse estudo podem ser utilizados para a definição de um desempenho aceitável, para a seleção dos níveis de isolamento e para a aplicação de medidas de proteção contra sobretensões necessárias para melhoria do desempenho elétrico de linhas de transmissão acometidas por sobretensões atmosféricas.

Para a realização de estudos de desempenho dos sistemas elétricos, as descargas atmosféricas são classificadas em dois tipos: descargas diretas e descargas indiretas.

As descargas indiretas são aquelas que ocorrem nas imediações das linhas elétricas, produzindo como resultado, sobretensões induzidas nos condutores, cujas amplitudes podem chegar a algumas centenas de quilovolts. Essas sobretensões devem ser consideradas no projeto de coordenação de isolamento de sistemas elétricos de baixa e de média tensão, sendo de fundamental importância para o projeto de coordenação de linhas de distribuição. Uma análise da literatura técnica tem demonstrado que, as descargas atmosféricas indiretas não são capazes de gerar níveis de sobretensões nas cadeias de isoladores dos sistemas de transmissão que superem seu nível básico de isolamento-NBI (SALARI FILHO, 2006). Dessa forma, as descargas indiretas são geralmente desconsideradas nos estudos de desempenho elétrico das linhas de transmissão.

As descargas diretas são aquelas que atingem os cabos de blindagem, as torres ou ainda os próprios condutores fase. Ao incidirem sobre uma fase as descargas atmosféricas produzem uma sobretensão no condutor atingido, com probabilidade de disrupção ao longo das cadeias de isoladores ligadas a este condutor. Esse mecanismo de estabelecimento de sobretensões em linhas de transmissão por incidência direta nos condutores energizados é chamado de falha de blindagem ou *Flashover*. De outro modo, quando as descargas diretas incidem sobre os cabos para-raios, também conhecidos como cabos de blindagem ou cabos-guarda, ou mesmo sobre as torres, as sobretensões resultantes podem estabelecer a formação de um arco elétrico em uma ou mais cadeias de isoladores, instalada entre a torre e uma fase da linha de transmissão. Neste caso, o rompimento do isolamento ocorre após a reflexão da onda de corrente no sistema de aterramento. Este fenômeno é conhecido como *backflashover* (VISACRO, 2005). Nas linhas de transmissão com tensão operativa igual ou superior a 230 kV, este mecanismo de ruptura do

isolamento dielétrico apresenta uma maior probabilidade de provocar um desligamento (CUNHA, 2010). Este será o fenômeno transitório investigado neste trabalho.

A Figura 1.3 representa uma situação de ocorrência de *backflashover*. A sobretensão disruptiva  $V_t$  que solicita as cadeias de isoladores é o resultado da soma da tensão incidente ( $V_s$ ) causada pela parcela da corrente de descarga ( $I$ ) que percorre a torre no sentido descendente até atingir o ponto de aterramento, produzindo por reflexão devido à descontinuidade elétrica, uma onda de tensão refletida ( $V_r$ ) que propaga em direção ao topo da torre. O tempo de propagação da onda de tensão na torre está representado nesta figura pela letra  $\tau$ .

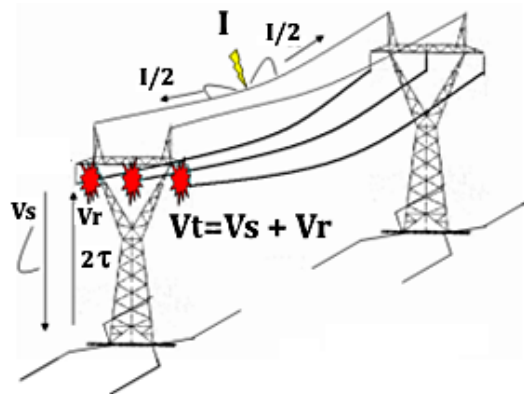


Figura 1.3 - Mecanismo de ruptura de isolamento por *Backflashover*.  
Fonte: Adaptada de (CUNHA, 2010).

Os cabos de blindagem desempenham a função de proteção contra desligamentos devido ao fenômeno de *flashover*, ao evitar a ocorrência da descarga atmosférica diretamente sobre os cabos fase. No entanto, ao serem atingidos por descargas atmosféricas, as correntes elétricas impulsivas percorrem todo o comprimento dos cabos de blindagem até atingirem as torres, que são estruturas aterradas. Nesse momento, a corrente elétrica encontra uma descontinuidade elétrica devido às diferentes impedâncias de surto da torre, do cabo de blindagem atingido e também do prolongamento do cabo de blindagem até a torre adjacente. A corrente elétrica impulsiva se divide proporcionalmente aos coeficientes de reflexão e de transmissão neste ponto do sistema elétrico. A parcela da corrente impulsiva que percorre a torre no sentido descendente, em direção ao solo, estabelece sobretensões à medida que percorre cada trecho de torre, com amplitudes proporcionais ao produto da amplitude da corrente pela impedância de surto da torre. Ao atingir o ponto de conexão entre a torre e a impedância de aterramento, ocorre uma segunda divisão da corrente de surto proporcional ao coeficiente de reflexão formado pela impedância da torre e pela impedância de aterramento. Dessa forma, uma parcela da corrente elétrica de surto é

transferida para o solo e uma segunda parcela percorre a torre em sentido ascendente, em direção ao topo. No momento em que essa parcela de corrente impulsiva ascendente alcança o ponto de conexão da cadeia de isoladores com a torre, uma sobretensão transitória é imposta à cadeia de isoladores com amplitude suficiente para superar a suportabilidade do arranjo isolante, causando a ruptura do isolamento por *backflashover*. Nesse instante, um arco elétrico é estabelecido ao longo da cadeia de isoladores, configurando-se uma situação de curto-circuito fase e terra, caso a tensão de operação da rede seja capaz de sustentar o arco após o fluxo da corrente de descarga. Então, o sistema de proteção da linha, que tem seus relés sensibilizados pelo fluxo da corrente de curto-circuito, comanda o seu desligamento.

A parcela de corrente de descarga que percorre a impedância dos cabos de blindagem produz uma onda de sobretensão que propaga ao longo da linha em direção às torres adjacentes. Ao atingir a torre vizinha, esta sobretensão pode superar o nível de isolamento da linha causando, de maneira similar, a ruptura do isolamento das torres adjacentes por *backflashover*.

Baseado nesse contexto, pode-se afirmar que, dentre os vários fatores que podem levar uma linha de transmissão a ter desligamentos causados por *backflashover*, o mais comum e conhecido é o elevado valor de resistência de aterramento. Portanto, a avaliação do desempenho de linhas de transmissão perante descargas atmosféricas requer o desenvolvimento de modelos capazes de representar adequadamente os mecanismos determinantes dos desligamentos desta natureza (CUNHA, 2010).

## ***1.2 A RELEVÂNCIA DO TEMA***

Segundo o INPE – Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais, o Brasil é recordista mundial em incidência de raios, com ocorrência de cerca de 50 milhões de descargas por ano (PINTO JUNIOR O. et al., 2015). O setor elétrico brasileiro, especialmente exposto a esse fenômeno atmosférico, requer o desenvolvimento contínuo de medidas efetivas de melhoria de desempenho elétrico, principalmente do sistema de transmissão de energia elétrica, para garantir a segurança energética do país e a continuidade do fornecimento. Segundo PINTO JUNIOR (2014) o número de dias com tempestades tiveram um aumento de 79% de acordo com dados obtidos em 14 grandes cidades do Brasil. Esse aumento foi calculado com base nos registros mensais de dias com tempestades no período entre 1951 e 2010 comparados com os valores registrados na primeira metade do século 20. O aumento está relacionado mais com o

crescimento da urbanização nestas cidades do que com o aquecimento global. Há de se ressaltar que o registro do número de dias de tempestade também é dependente do desenvolvimento dos sistemas de detecção e consequente aumento de sua sensibilidade. A Figura 1.4 apresenta um infográfico com a densidade de raios no Brasil. É importante notar que devido à sua grande extensão territorial, o Brasil apresenta regiões com densidade de raios muito discrepantes. Este fato reforça a necessidade em utilizar dados locais relativos a densidade de raios bem como empregar parâmetros característicos da corrente de descarga de retorno obtidos em medições realizadas regionalmente, no intuito de obter-se resultados mais confiáveis de desempenho elétrico dos sistemas de transmissão de energia instalados por todo o país.

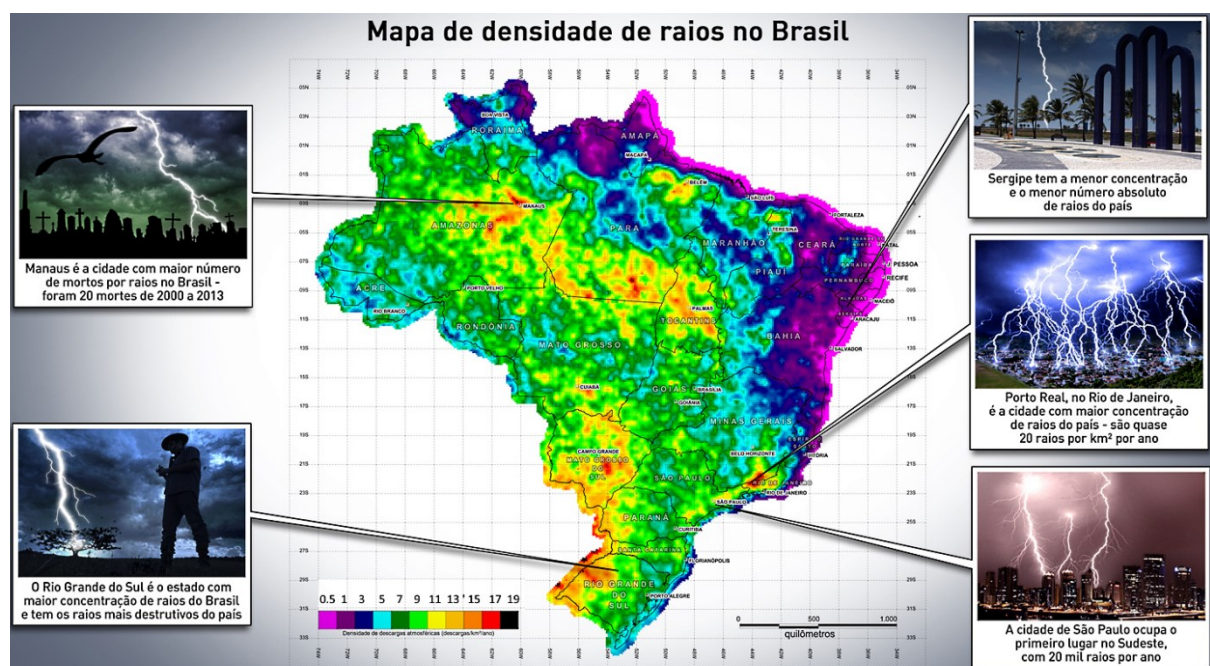


Figura 1.4 – Mapa de densidade de raios no Brasil.

Fonte: Adaptada de <http://www.inpe.br/webelat/homepage/menu/noticias/infografico.-densidade.de.raios.no.brasil.php>

O setor elétrico brasileiro registrou prejuízos da ordem de R\$ 600 milhões de perdas anuais em 2011, representando 60% dos prejuízos provocados por descargas atmosféricas. Segundo o Grupo de Eletricidade Atmosférica (ELAT) do INPE, a estimativa é de que 50% das interrupções no fornecimento, de uma forma geral, sejam provocadas pelas descargas atmosféricas. Segundo o Grupo de Transmissão Mineira (Transmineira) as estatísticas mostram que as descargas atmosféricas são responsáveis por cerca de 65% dos desligamentos em linhas de transmissão (CEMIG, 2011).

O sistema de transmissão de energia elétrica brasileiro ultrapassou a extensão de 100 mil quilômetros de linhas em 2011 (ONS, 2012). Essa expansão do sistema de transmissão contribuiu para que a rede elétrica opere de forma ainda mais interligada, envolvendo um maior número de agentes e, conseqüentemente, aumentando a complexidade na operação. Portanto é patente a necessidade de incorporação de inovações tecnológicas em equipamentos e sistemas de controle, que tornem as redes mais seguras e confiáveis. Os sistemas de transmissão de extra-alta tensão em corrente contínua surgem como uma das alternativas para a interligação da geração da região amazônica aos grandes centros consumidores. Tais sistemas também demandam o desenvolvimento de estudos e de pesquisa com o intuito de aprimorar o seu desempenho ao serem atingidos por descargas atmosféricas.

No Brasil, as grandes distâncias entre as centrais de geração de energia elétrica e os centros consumidores tornam as linhas de transmissão e de distribuição ainda mais suscetíveis aos desligamentos provocados pela alta incidência de raios. Os isolamentos das redes elétricas de transmissão e de distribuição de energia estão sujeitos a esforços elétricos e a condições atmosféricas, além de fatores externos, tais como: poluição, umidade, névoa salina, etc. A qualidade do serviço público de transmissão de energia elétrica é medida considerando a disponibilidade e a plena capacidade do conjunto das instalações de transmissão, sendo estas consideradas indisponíveis quando ocorrer um desligamento programado ou outros tipos de desligamentos (BRASIL-ANEEL, 2016). O Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS) é responsável por encaminhar anualmente à Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), um relatório técnico de desempenho das linhas de transmissão contendo informações relativas ao número, duração e responsabilidades dos desligamentos e das restrições operativas temporárias, ocorridos no período, para fins de cálculo dos descontos das parcelas variáveis associadas aos custos.

Dado o grau de importância do tema exposto para a análise de sistemas elétricos, é possível encontrar um número cada vez maior de publicações científicas abordando o assunto. Uma busca pelas palavras-chave *lightning performance transmission lines* no banco de dados do *IEEE Xplore* aponta a ocorrência de 11860 publicações no período entre 1950 até 2017, incluindo consulta nos títulos e também no texto das publicações. As publicações envolvem conteúdo do tipo: *Conference Publications, Journals & Magazines, Standards e Books & eBooks*. O gráfico da Figura 1.5 ilustra o número de publicações por decênio. É possível verificar um aumento considerável de publicações a partir de 1980. Outra situação a se observar é que, a partir do ano de 2000, o número de publicações sobre o assunto apresentou considerável crescimento. Essa



tendência de crescimento tão expressivo do número de publicações é reforçada quando se observa que, nos últimos 7 anos do atual decênio, o número de publicações do decênio anterior já foi superado.

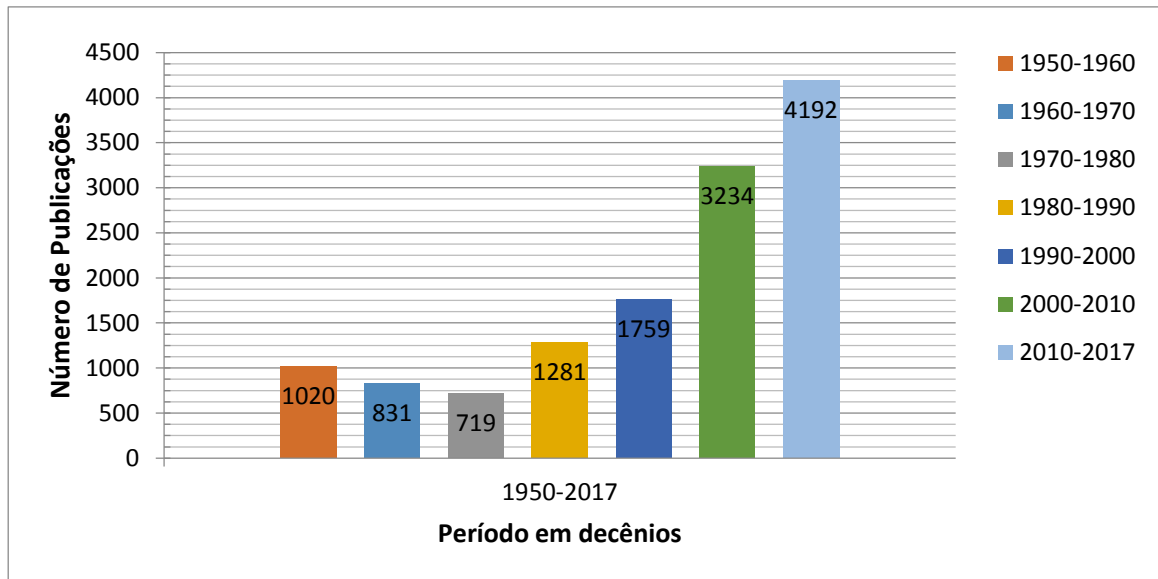


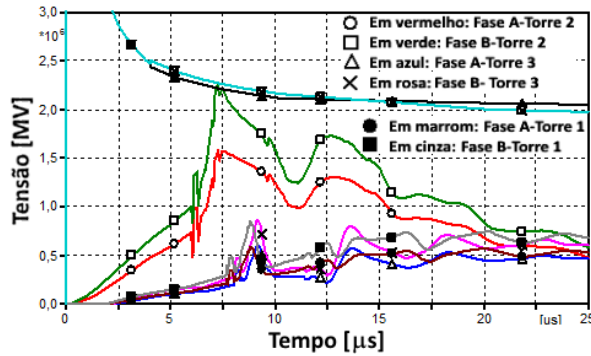
Figura 1.5: Número de publicações por decênio em consulta ao *IEEE Xplore* utilizando as palavras-chave *lightning performance transmission lines*

Fonte: Elaborada pelo autor.

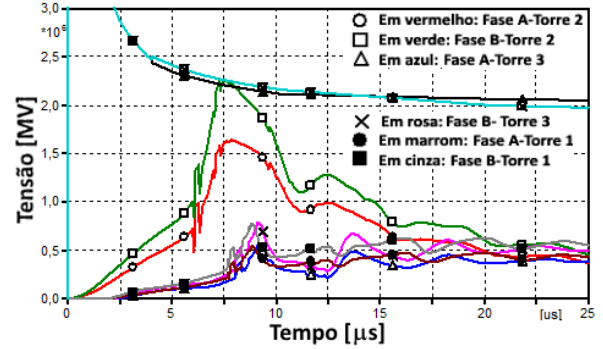
### 1.3 MOTIVAÇÃO

Os fatos acima citados constituem causa suficiente para o constante aperfeiçoamento e desenvolvimento de tecnologias capazes de assegurar a operação continuada e eficiente dos sistemas de transmissão. Para tanto, faz-se necessário o estudo e a análise das formas de onda das sobretensões resultantes da incidência de descargas elétricas nas linhas de transmissão e de seus efeitos na suportabilidade dos arranjos isolantes e de equipamentos que compõem os sistemas de transmissão. Como exemplo da importância deste estudo, apresenta-se na Figura 1.6 os perfis de sobretensões produzidas por correntes críticas de descargas representadas pelos cinco tipos de formas de onda investigadas neste trabalho: as correntes reais com pico duplo ou pico único, a corrente com frente de onda recomendada pelo *CIGRÉ*, além de correntes de descarga do tipo dupla exponencial e dupla rampa. Nesta figura, as correntes dos tipos *CIGRÉ*, dupla exponencial e dupla rampa tiveram seus parâmetros de frente e de cauda ajustados aos parâmetros da corrente do tipo pico único. As curvas representam as sobretensões estabelecidas nas cadeias de isoladores de um trecho de linha de transmissão de 500 kV composto por três torres. A torre 2, que é a torre central deste trecho de linha foi atingida pela descarga atmosférica.

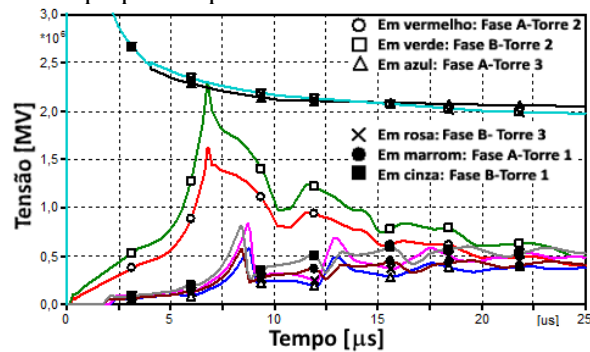
As torres 1 e 3, citadas nas legendas, representam as torres adjacentes à torre central, com vãos de 500 m e 600 m, respectivamente. Na Figura 1.6 estão representadas as curvas V-t típicas para linhas de transmissão com tensão de 500 kV. Fica evidente que a seleção de um tipo de forma



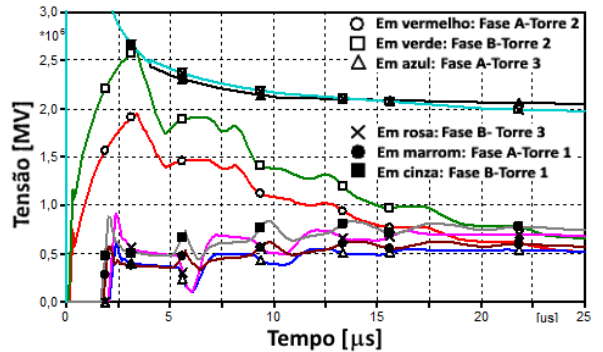
(a) Sobretensões produzidas por correntes do tipo pico duplo.



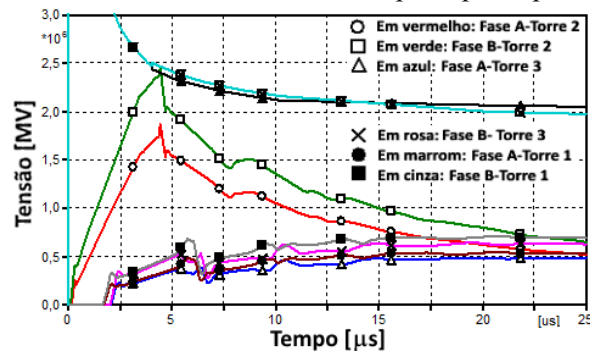
(b) Sobretensões produzidas por correntes do tipo pico único.



(c) Sobretensões produzidas por correntes do tipo CIGRÉ.



(d) Sobretensões produzidas por correntes do tipo dupla exponencial.



(e) Sobretensões produzidas por correntes do tipo dupla rampa.

Figura 1.6 – Perfis de sobretensões produzidas por diferentes formas de onda de correntes de descarga.

de onda de corrente de descarga para realização de estudos de desempenho de linhas de transmissão pode conduzir a resultados com discrepâncias consideráveis. Tal afirmação fica ainda mais evidente ao se comparar os parâmetros característicos resumidos na Tabela 1.1 relativos às sobretensões com formas de onda mostradas na Figura 1.6.

Os modernos sistemas de detecção de descargas atmosféricas usados para determinar com maior precisão, a densidade de descargas em regiões menores do que 1 km<sup>2</sup>, representam alguns dos avanços tecnológicos recentes no campo de pesquisas de avaliação e aprimoramento

TABELA 1.1: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE SOBRETENSÕES PRODUZIDAS PELAS PRINCIPAIS FORMAS DE ONDA DE CORRENTES DE DESCARGAS.

Parâmetros Característicos das Sobretensões	Corrente Pico Duplo	Corrente Pico Único	Corrente CIGRÈ	Corrente Dupla exponencial	Corrente Dupla Rampa
V <sub>p1</sub> [MV]	2,2686 (7,29 µs)	2,2625 (7,29 µs)	2,2968 (6,78 µs)	2,6070 (3,33 µs)	2,4629 (4,43 µs)
V <sub>p1p2</sub> [MV]	1,2388 (11,11 µs)	1,0974 (11,22 µs)	0,98005 (10,49 µs)	1,7466 (4,79 µs)	1,4086 (7,78 µs)
V <sub>p2</sub> [MV]	1,7289 (12,68 µs)	1,2753 (12,38 µs)	1,2431 (11,58 µs)	1,9104 (6,62 µs)	1,5055 (8,65 µs)
t <sub>10</sub> [µs]	1,80	1,88	2,26	0,15	0,22
t <sub>30</sub> [µs]	4,12	4,4	4,76	0,24	0,94
t <sub>90</sub> [µs]	7,08	7,08	7,37	2,27	3,7
Frentes [µs]					
T <sub>10/90</sub> [µs]	5,28	5,2	5,47	2,09	3,48
T <sub>30/90</sub> [µs]	2,96	2,68	2,04	2	2,76
T <sub>cauda</sub> [µs]	19,88	19,82	19,58	17,69	21

do desempenho elétrico de linhas de transmissão perante descargas atmosféricas (VISACRO, 2012). Com o desenvolvimento de tais sistemas de detecção, tornou-se possível empregar sistemas de instrumentação avançados capazes de caracterizar, em detalhes, a forma de onda e a amplitude tanto da componente principal quanto das componentes subsequentes da corrente de descarga. Os resultados obtidos com aplicação destes recursos tecnológicos precisam ser considerados no desenvolvimento de modelagens eletromagnéticas que proporcionem a simulação mais realística das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores originadas tanto por descargas diretas nas linhas quanto por indução eletromagnética devido a descargas nas proximidades da linha.

Além disso, as simulações das sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno com formas de onda reais, em combinação com a avaliação simultânea do risco de falha, usando as características da isolamento pertinentes, permitem a determinação direta das tensões suportáveis de coordenação estatísticas sem o passo intermediário de determinação das sobretensões representativas da etapa 2 da Figura 1.1 (ABNT-NBR 6939, 2000).

Recentes estudos têm sido realizados buscando-se identificar e quantificar os diversos fatores determinantes de um bom desempenho elétrico dos isolamentos das linhas de transmissão, no intuito de aprimorar o projeto de coordenação de isolamento. No entanto, um levantamento bibliográfico do estado da arte revela a necessidade de desenvolvimento de um modelo computacional integrado, que contemple o maior número possível de fatores elétricos nos estudos de desempenho elétrico do isolamento. Dessa forma, os avanços técnicos e científicos oriundos de trabalhos e pesquisas que abordam um fenômeno específico, e, portanto analisam somente um dos diversos fatores determinantes do desempenho elétrico de linhas, poderiam ser agrupados em uma única ferramenta computacional. Essa proposta proporciona um refinamento do projeto de coordenação de isolamento de linhas de transmissão ao permitir a realização de análises de sensibilidade envolvendo conjuntamente os fatores de maior influência no desempenho de linhas de transmissão, a saber, a forma de onda da corrente de descarga que produz as sobretensões impostas aos isoladores, a suportabilidade dos arranjos isolantes, a modelagem das linhas elétricas e das torres e a impedância de aterramento.

Os resultados de estudos realizados com esta estratégia de modelagem computacional contribuem para o aprimoramento do sistema de proteção contra sobretensões de origem atmosférica tornando-o mais eficiente e seguro, melhorando a qualidade da energia elétrica e os índices de continuidade no fornecimento, reduzindo assim, os altos prejuízos causados no setor elétrico por desligamentos.

## **1.4 OBJETIVOS DO TRABALHO**

Este trabalho tem por objetivo o desenvolvimento de modelos computacionais baseados em elementos de circuitos elétricos e de sistemas de controle capazes de representar de forma mais precisa e realística possível, o comportamento dinâmico das linhas de transmissão atingidas por descargas atmosféricas quanto ao fenômeno de *backflashover*. Pretende-se construir uma ferramenta computacional que possibilite a realização de análises de sensibilidade do desempenho elétrico perante sobretensões atmosféricas, avaliando a eficiência das práticas e recomendações existentes nas normas para a redução do número de desligamentos nos sistemas elétricos. Tal ferramenta contribui para a otimização dos projetos de coordenação de isolamento através da determinação do valor de corrente crítica de descarga, ou seja, a menor amplitude de corrente de descarga passível de causar uma interrupção no isolamento da linha, com seu

consequente desligamento. Quanto ao fenômeno de *Backflashover*, uma vez que a geometria do perfil de torre determina o valor de sua impedância de surto, cada tipo de torre possui uma resposta transitória particular ao ser atingida por uma descarga atmosférica. Para tanto, a torre da linha de transmissão foi modelada neste trabalho utilizando resultados obtidos com a aplicação de técnicas de elementos finitos para representar adequadamente a sua impedância de surto (MOTA, 2001). A suportabilidade das cadeias de isoladores foi investigada por meio da realização de ensaios com tensão impulsiva considerando formas de ondas padronizadas e também não padronizadas. Os resultados advindos dos testes foram utilizados para a predição da suportabilidade de isoladores solicitados tanto por sobretensões com formas de onda padronizada bem como por sobretensões não padronizadas baseadas em formas de onda de sobretensões reais.

### ***1.4.1 Objetivos específicos***

1. Implementar modelos de fontes de correntes de descarga baseadas em dados de medições reais realizadas em torres instrumentadas para realização de análise de desempenho de linhas de transmissão quanto ao fenômeno de *backflashover*;
2. Implementar fontes de correntes de descarga com forma de onda recomendada pelo *CIGRÉ* e também com forma de onda do tipo dupla exponencial, considerando os parâmetros característicos da frente e da cauda da forma de onda de corrente com observância das normas apropriadas para realização de análise de desempenho de linhas de transmissão quanto ao *backflashover*;
3. Investigar o desempenho de linhas de transmissão devido a incidência de correntes de descarga com formas de onda reais em comparação ao uso de formas de onda de correntes de descarga recomendada pelo *CIGRÉ*, pelo IEEE e também do tipo dupla exponencial;
4. Caracterizar a suportabilidade de arranjos isolantes empregando-se tanto o impulso padrão de tensão quanto formas de onda de tensão não padronizadas, produzidas por correntes de primeiras descargas reais;
5. Implementar modelos computacionais avançados baseados no processo físico de ruptura, apropriados para a representação da suportabilidade de arranjos isolantes compostos por cadeias de isoladores em estudos de desempenho de linhas elétricas empregando-se sobretensões padronizadas e não padronizadas.

## **1.5 REVISÃO DA LITERATURA**

A revisão da literatura realizada abrangeu um extenso levantamento bibliográfico focado em dois temas principais:

- O desempenho de linhas de transmissão perante sobretensões atmosféricas com formas de onda padronizada e não padronizadas, baseadas em dados de medições e em recomendações nacionais e internacionais;
- A caracterização da suportabilidade de isoladores solicitados por sobretensões com formas de onda não padronizadas, utilizando métodos analíticos de predição, baseados na física do processo de interrupção.

### **1.5.1 Desempenho elétrico de linhas de transmissão**

A estimativa da taxa de *backflashover* é um dos cálculos mais complexos decorrentes da incidência de descargas elétricas. O primeiro trabalho com maior relevância para o cálculo das sobretensões em cadeias de isoladores causadas por este fenômeno foi fundamentado no método das reflexões sucessivas e descrito em uma série de três trabalhos publicados por Jordan (1934). Baseando-se nos trabalhos citados anteriormente, (WAGNER; HILEMAN, 1960) demonstraram que a teoria de ondas viajantes pode ser usada para obter resultados teóricos mais próximos daqueles obtidos em campo, ao representarmos a torre por meio de uma impedância de surto. Apesar de vários aprimoramentos incorporados ao trabalho de Wagner e Hileman (1960), no intuito de tornar o método mais eficiente e computacionalmente menos complicado, os resultados obtidos ainda evidenciavam a incapacidade em explicar valores e comportamentos observados em campo. Foi então que Fisher, Anderson e Hagenguth (1959) utilizaram modelos em escala reduzida de um sistema para obter a resposta transitória de torres de linhas aéreas. Neste trabalho, Anderson aplicou o método de Monte Carlo para estimar a taxa de *backflashover*.

Nos anos seguintes, como resultado do esforço da comunidade científica internacional, tornou-se disponível uma maior quantidade de resultados de medições com registros dos parâmetros característicos da corrente de descarga de retorno, destacando-se os resultados obtidos por BERGER (1975), recomendando uma distribuição do tipo log-normal com valor médio de 31 kA e desvio padrão igual a 0,76 para representar a corrente de descarga de retorno. Em seguida, o importante trabalho desenvolvido por (SARGENT; DARVENIZA, 1967)

descreveu o modelo cônico para cálculo de impedância de surto de torres, contribuindo para o aprimoramento da modelagem de linhas de transmissão aplicada aos estudos de desempenho elétrico perante sobretensões atmosféricas. O uso da distribuição de corrente proposta por Berger (1975) e dos métodos disponíveis à época, resultou no incremento das taxas de desligamento por *backflashover* em 200% quando comparadas às taxas obtidas até então (CHOY; DARVENIZA, 1971).

Pode-se perceber que, em comum, estes trabalhos pioneiros na análise de desempenho de linhas elétricas aéreas atingidas por descargas atmosféricas revelam um grande esforço no sentido de desenvolver uma metodologia de cálculo das sobretensões atmosféricas baseada em análises envolvendo modelos reduzidos, numa clara tentativa de reproduzir os fenômenos eletromagnéticos reais e obter, assim, resultados mais precisos.

Nessa perspectiva, o IEEE (1985) tem destinado um grupo de trabalho específico para propor um método simplificado para estimar o desempenho elétrico de linhas de transmissão, estabelecendo uma metodologia de cálculo das sobretensões atmosféricas baseada nos resultados de estudos obtidos por relevantes pesquisadores por todo o mundo. Devido à grande quantidade de fatores que influenciam no desempenho de linhas de transmissão atingidas por descargas atmosféricas, a preocupação residia no fato de definir um método relativamente mais simples para uso por projetistas, que incorporasse os benefícios dos dados experimentais disponíveis à época, reduzindo as incertezas que os pesquisadores procuravam solucionar. De forma geral, este grupo de trabalho do IEEE (1985) recomendou um método simplificado na forma de algoritmo para cálculo computacional do desempenho de linhas, considerando os efeitos clássicos identificados na literatura e provendo uma solução que reconhecia a natureza estatística do problema abordado.

Como resultado da metodologia proposta sucedeu a implementação do programa *FLASH* recomendado pelo IEEE para estimativa da taxa de desligamentos em linhas aéreas devido à incidência de descargas atmosféricas. A cada nova publicação deste grupo de trabalho do IEEE (IEEE, 1993) (IEEE Std 1243, 1997) novas informações baseadas em dados experimentais e em resultados de pesquisas relevantes foram agregadas na forma de equações matemáticas, tabelas e gráficos, buscando fornecer subsídios para realização de análises mais confiáveis pelos projetistas em relação ao desempenho elétrico de linhas de transmissão. Tais aprimoramentos também foram incorporados ao programa *FLASH* utilizando os modelos contidos nestes guias para projeto de linhas possibilitando estimar a taxa de desligamentos provocados por descargas atmosféricas.

Segundo o guia IEEE (1997), a altura das torres é um dos principais fatores que tem grande influência na estimativa de desempenho elétrico de linhas elétricas aéreas. Quanto mais altas as torres, maior é o número de raios coletados pela estrutura mais elevada sendo que a característica de blindagem dos condutores aéreos também muda à medida que a altura da torre é elevada.

A resistividade do solo constitui um segundo fator que afeta o desempenho elétricas das linhas de transmissão. Valores elevados de impedância de aterramento resultam em amplitudes maiores de sobretensões e conseqüentemente, em maior taxa de desligamentos de uma dada linha de transmissão.

Além destes, uma análise com maior exatidão acerca dos efeitos das sobretensões produzidas por correntes de descargas atmosféricas depende, entre outros fatores, de uma representação apropriada da forma de onda da corrente de descarga (DE CONTI; VISACRO, 2007). Para este critério, não há um consenso acerca de qual forma de onda de corrente é capaz de representar, com exatidão, os efeitos das correntes de descargas reais. No método simplificado proposto pelo (IEEE, 1985) e atualizado pelo (IEEE Std 1243, 1997), foi recomendada a utilização de uma forma de onda do tipo triangular ou com frente de onda linear com tempo de crista de 2  $\mu$ s e decaimento linear na cauda da onda de corrente, atingindo o valor nulo de corrente em 100  $\mu$ s. Por sua vez, o *CIGRÉ* (1991) apresentou uma forma de onda para corrente de descarga principal composta pela soma de duas expressões matemáticas, sendo uma para descrever a concavidade da frente de onda e outra para descrever o perfil da cauda da forma de onda da corrente. Já norma (IEC 60071-1:2006) recomenda que a corrente de descarga de retorno seja representa empregando-se a forma de onda do tipo dupla rampa ou a forma de onda de acordo com o *CIGRÉ* (1991). A forma de onda do tipo dupla rampa é simples e de fácil utilização, ao passo que a forma de onda de corrente com concavidade de acordo com o *CIGRÉ* fornece resultados mais realísticos, ao ser capaz de representar com maior precisão a concavidade na frente de onda da corrente de descarga de retorno. No entanto, esta forma de onda é de utilização muito mais complexa do que aquela, uma vez que a determinação de seus parâmetros característicos envolvem a resolução de um sistema de equações não lineares.

O aumento da quantidade de dados de medições com registros dos parâmetros característicos da forma de onda de correntes de descargas atmosféricas (RAKOV, 2011) na Suíça (BERGER, 1975), no Brasil (VISACRO et al., 2004), no Japão (TAKAMI; OKABE, 2007) e na Áustria (DIENFORFER; PICHLER; MAIR, 2009), levou à



indicação da função matemática de Heidler (HEIDLER; CVETIC; STANIC, 1999) como sendo capaz de representar as formas de onda de correntes de descargas reais com maior exatidão

A ausência de um padrão para representar a corrente de descarga de retorno em estudos de desempenho elétrico de linhas de transmissão, contribuiu para realização de estudos empregando a forma de onda de corrente do tipo rampa (YAMADA et al., 1995), (PAULINO et al., 2015), da corrente do tipo *CIGRÉ* (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2016) e da corrente representada pela função de Heidler (FEKETE et al., 2010) (GATTA; GERI; LAURIA, 2005) (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2010). Associadas a estes três tipos de formas de onda de correntes elétricas recomendadas para representar o perfil da corrente de descarga atmosférica, soma-se a forma de onda do tipo dupla exponencial, largamente empregada em estudos de desempenho de linhas de transmissão (MARTINEZ; UZCÁTEGUI; JIMÉNEZ, 2006) (PAULINO et al., 2012).

Tal constatação motivou o desenvolvimento de uma modelagem computacional que permita ao projetista realizar análises de sensibilidade do desempenho elétrico de linhas de transmissão empregando-se os principais tipos de forma de onda de corrente de descargas atmosféricas citadas anteriormente.

A versão mais recente do programa *FLASH* usa a máxima solicitação de tensão imediatamente anterior ao retorno das reflexões das ondas viajantes que atingem as torres adjacentes. A avaliação da amplitude da sobretensão em 6  $\mu$ s será afetada pelas reflexões das ondas viajantes ocorridas em quatro ou mais vãos adjacentes, dependendo do comprimento do vão. No entanto o programa *FLASH* avalia a sobretensão aplicada às cadeias de isoladores em dois instantes de tempo: em 2  $\mu$ s e em 6  $\mu$ s, empregando a curva tensão-tempo para caracterizar a suportabilidade dos arranjos isolantes das linhas, não considerando o método de efeito disruptivo nem mesmo os modelos de progressão de líder, embora ambos sejam aceitos universalmente (IEEE Std 1243, 1997). Esta deficiência também foi considerada no desenvolvimento da modelagem computacional implementada neste trabalho, permitindo caracterizar a suportabilidade das cadeias de isoladores de linhas de transmissão empregando-se a curva tensão-tempo, o método de efeito disruptivo além de modelos de progressão de líder.

### ***1.5.2 Caracterização da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes submetidos a tensões impulsivas com forma de onda padronizada e não padronizadas.***

As preocupações com os problemas causados pelas sobretensões atmosféricas que atingem as linhas aéreas datam de época anterior ao fato histórico conhecido como a "guerra das correntes" protagonizada por Nikola Tesla e Thomas Edison, discutindo acerca dos méritos da corrente alternada ou da corrente contínua, aplicada ao sistema de distribuição de energia no final do século 19, nos Estados Unidos (CHISHOLM, 2010). Os primeiros isoladores utilizados nos sistemas de transmissão de Lauffen-Frankfurt na Alemanha, eram completamente preenchidos com óleo, elevando em mais de 75% a eficiência do sistema de transmissão de energia elétrica. A tecnologia de fabricação dos modernos isoladores poliméricos tornou desnecessária a utilização do óleo isolante, eliminando os riscos de incêndios provocados pela ocorrência de arcos nos sistemas elétricos. As práticas e recomendações contidas nos guias para aprimoramento do desempenho elétrico das linhas de distribuição contém técnicas específicas para a redução do número de desligamentos provocados ou por descargas diretas nos condutores ou por descargas nas proximidades. Já os guias para melhoria do desempenho de linhas de transmissão (IEEE STD 1243, 1997) consideram os sistemas de cabos para-raios existentes, ressaltando a importância em se obter um baixo valor de resistência de aterramento no intuito de reduzir o risco de backflashover associado à elevação do potencial das estruturas aterradas. O *IEEE* publicou em 1994 uma revisão (CHOWDHURI, P. et al., 1994b) das principais pesquisas desenvolvidas acerca das diversas formas de onda não padronizadas possíveis para as sobretensões atmosféricas, apresentando uma compilação da bibliografia no documento (CHOWDHURI, P. et al., 1994a).

Os sistemas de proteção da maioria das linhas de transmissão construídas na primeira década do século 20 foram baseados mais na experiência do que em métodos científicos de coordenação de isolamento. O primeiro registro fotográfico de descargas atmosféricas foi obtido em 1929, revelando a ocorrência de tempos de crista menores do que 2  $\mu$ s com taxas médias de crescimento de tensão de 167 kV/ $\mu$ s. Em 1933, o *American Institute of Electrical Engineers* (AIEE COMMITTEE REPORT, 1934) recomendou três diferentes formas de onda para a realização de testes de suportabilidade a impulso atmosférico: 1x5  $\mu$ s, 1x10  $\mu$ s e 1,5x40  $\mu$ s. Os laboratórios de testes à época adotaram a onda do tipo 1x5  $\mu$ s, embora críticos julgassem a forma de onda 1,5x40  $\mu$ s ser mais adequada para condução de estudos de coordenação de isolamento. Os resultados de testes indicaram que formas de onda com tempos de cauda mais curtos apresentavam valores de tensão disruptiva mais altos para centelhadores de ar. Em 1934, o AIEE adotou as ondas do tipo 1,5x40  $\mu$ s e 1x5  $\mu$ s para testes de impulso atmosférico em espaçamentos do tipo haste-haste e isoladores de porcelana. A boa concordância observada entre os resultados

obtidos com os valores padrão adotados pelo *AIEE* e os valores padronizados atuais determinou a manutenção destes padrões pelo *IEEE*, conforme revela a Figura 1.7. De acordo com a Figura 1.7, a utilização da forma de onda de tensão  $1,5 \times 40 \mu s$  para a realização de ensaios de tensão impulsiva aplicada a centelhadores revelou valores de tensão disruptiva de impulso menores do que quando utilizada a forma de onda  $1 \times 5 \mu s$ , clara indicação da influência dos diferentes tempos de crista e de cauda no desempenho dielétrico de arranjos isolantes solicitados por tensões impulsivas.

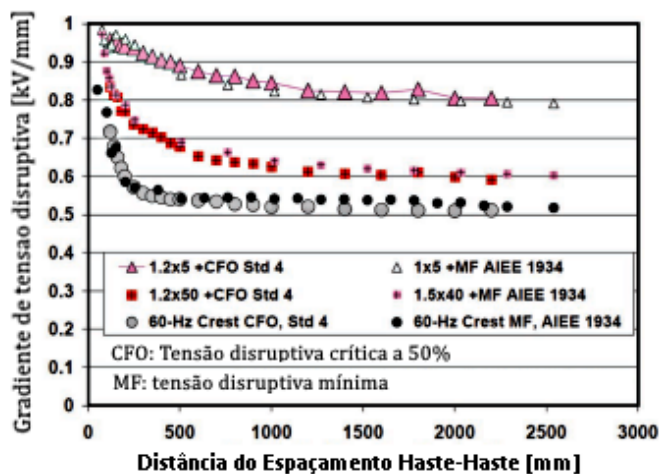


Figura 1.7 - Comparação entre gradientes de tensão disruptiva para espaçamentos haste-haste: IEEE Standard 4 (IEEE STANDARD 4, 1995) versus AIEE (AIEE COMMITTEE REPORT, 1934).  
Fonte: Extraída de (CHISHOLM, 2010).

Por outro lado, a suportabilidade de isoladores de porcelana ainda carecia de uma melhor caracterização. Neste sentido, diversos estudos buscaram caracterizar a suportabilidade elétrica utilizando diferentes arranjos isolantes além de diferentes formas de onda de tensão de impulso. Os principais trabalhos consultados durante a pesquisa bibliográfica são descritos a seguir.

A forma de onda padronizada adotada na Europa também era do tipo  $1 \times 50 \mu s$ . Os resultados obtidos com centelhadores ponta-plano submetidos a impulsos não normalizados dos tipos  $1 \times 5 \mu s$  e  $1 \times 580 \mu s$  evidenciaram que a mínima tensão disruptiva de impulso para polaridade positiva foi sempre menor que a de polaridade negativa (ALLIBONE e PERRY, 1934). Também observou-se que a tensão disruptiva para ondas com polaridade positiva, diminui com o aumento do tempo até o meio valor na cauda.

Uma importante investigação sobre os efeitos da variação dos tempos de frente em impulsos de tensão foi realizada por (HAGENGUTH, 1941). Os testes envolveram impulsos de tensão com tempos de frente variando de  $0,5 \mu s$ ,  $2,4 \mu s$  e  $9,6 \mu s$  aplicados a centelhadores,

cadeias de isoladores e buchas. Os resultados obtidos com testes de centelhadores ponta-ponta espaçados de 50,8 cm, mostraram que ondas de tensão impulsivas com tempos de frentes mais longos podem aumentar significativamente o nível de tensão disruptiva, para ambas as polaridades. Infelizmente, Hagenguth nada afirmou sobre o tempo de cauda das ondas de tensão testadas. Hagenguth propôs o conceito de 'área tensão-tempo' como forma de identificar com mais exatidão a característica disruptiva de arranjos isolantes submetidos a campos elétricos não uniformes, em substituição ao tradicional uso da curva tensão-tempo. A área tensão-tempo foi definida pela razão entre o tempo de frente efetivo da onda de tensão aplicada e o tempo até a ocorrência da descarga.

Os pesquisadores (KUFFEL; ABDULLAH, 1966) observaram um aumento dos valores de tensão disruptiva com polaridade positiva, em testes com centelhadores espaçados entre 10 cm e 30 cm de ar, na medida em que o tempo de frente foi aumentado de 2  $\mu$ s para 17  $\mu$ s. A tensão disruptiva diminuiu para tempos de frente maiores do que 17  $\mu$ s. Os testes realizados com tensão sob polaridade negativa também apresentaram um crescimento inicial do valor da tensão disruptiva com subsequente decaimento na medida em que os tempos de frente das tensão de ensaio foram aumentados.

A suportabilidade de centelhadores dos tipos ponta-ponta e ponta-plano foi investigada em estudos conduzidos por (ALLIBONE; DRING, 1975), através da realização de ensaios de tensão impulsiva com tempos de frente variando entre 2  $\mu$ s e 12  $\mu$ s, mantendo-se o valor do tempo de cauda fixo em 1000  $\mu$ s. Eles concluíram que o comportamento da tensão disruptiva crítica com 50% de probabilidade de falha (CFO-*critical flashover overvoltage*) varia de uma maneira complexa, sendo que para pequenos espaçamentos, inicialmente, houve um aumento da tensão disruptiva crítica para, em seguida, ocorrer uma redução, na medida em que os tempos de frente foram aumentados, para polaridades positivas. Já para espaçamentos maiores, a tensão disruptiva crítica se comportou de maneira contrária. Sob polaridade negativa, o comportamento da tensão disruptiva crítica foi similar ao de espaçamentos maiores sob polaridade positiva. De maneira geral, resultados foram similares àqueles obtidos com centelhadores ponta-plano publicados por (KUFFEL; ABDULLAH, 1966), apresentando uma leve diminuição da tensão disruptiva seguido por um aumento.

A partir de 1990, iniciaram-se relatos de pesquisas envolvendo ondas com frente íngreme, da ordem de nanossegundos, e com tempo de cauda curto. (MILLER, LUX, et al., 1990) publicaram resultados de ensaios para caracterização da suportabilidade elétrica envolvendo isoladores de suspensão de porcelana com valor de CFO igual a 88 kV. A partir da observação

de marcas de queimaduras provocadas no esmalte dos isoladores de linhas de transmissão ensaiados, e considerando também os testes realizados em laboratórios, Miller concluiu que muitos desligamentos atípicos eram causados por sobretensões atmosféricas com frentes muito íngremes e de curta duração, resultando em disrupções nos isoladores dentro de fração de tempo de décimos de microssegundos. Para alguns casos, o valor do CFO obtido para tensões impulsivas com frente íngreme foi uma vez e meia superior ao valor observado para onda normalizada (1,2x50  $\mu$ s).

Arranjos isolantes formados por isoladores de porcelana e poliméricos, associados com cruzetas de madeira, típicos de sistemas de distribuição de energia foram também submetidos a ensaios de impulso atmosférico aplicado com frente lente e forma de onda de tensão do tipo 65x5000 ns, em 1990 por (GRZYBOWSKI; JACOB, 1990). A tensão disruptiva crítica dos isoladores ensaiados foi cerca de 1,5 até 2 vezes superior ao valor obtido para a onda normalizada (1,2x50  $\mu$ s), para ambas as polaridades. No caso do arranjo isolante composto por isoladores associados com um trecho de cruzeta de madeira, a tensão crítica disruptiva foi 1,35 vezes maior do que para onda normalizada. Sob condição de umidade e solicitações de impulso com polaridade negativa, uma cruzeta de madeira aumentou em aproximadamente 262,46 kV/m a suportabilidade do arranjo isolante.

A revisão ora apresentada evidencia a grande complexidade envolvida com a investigação científica dos efeitos das sobretensões atmosféricas não padronizadas no desempenho dos sistemas de isolamento. Alguns aspectos acerca das conclusões obtidas por diferentes pesquisadores merecem ser destacados, tais como:

- i. Diferentes pesquisadores concentraram suas pesquisas em tipos específicos de centelhadores tais como esfera-esfera, esfera-plano, ponta-ponta e ponta-plano, sendo necessário avaliar o comportamento da suportabilidade elétrica à luz da formação de campos elétricos uniformes e não uniformes estabelecidos nos espaçamentos de ar;
- ii. O comprimento de ar dos centelhadores avaliados, o material que os compõem e a forma do eletrodo influenciam nos resultados alcançados e nas conclusões relatadas;
- iii. O gerador de impulsos utilizado para realização de testes de suportabilidade a impulso atmosférico, com o intuito de gerar uma mesma forma de onda pode produzir diferentes formas de onda aplicadas aos centelhadores de ar, dependendo do tipo de conexão do gerador.

Em 2005, o Subcomitê de Descargas Atmosféricas e Isoladores do *IEEE* publicou uma revisão sobre os parâmetros das descargas atmosféricas (*IEEE - LIGHTNING AND INSULATOR SUBCOMMITTEE OF THE T&D COMMITTEE*, 2005). Neste documento, foi recomendado que variações estatísticas dos parâmetros característicos das descargas atmosféricas devem ser consideradas na avaliação da severidade das descargas atmosféricas no projeto específico de uma linha ou de um equipamento. A corrente de descarga de retorno e a carga transferida pela descarga são os parâmetros mais importantes para avaliar a severidade das descargas atmosféricas que atingem as linhas e equipamentos elétricos. A corrente de descarga atmosférica é caracterizada por um rápido crescimento até o valor de pico, dentro de alguns microsegundos, seguido por um decaimento mais lento, atingindo a metade do valor de pico dentro de algumas dezenas de microsegundos. As tensões resultantes são dependentes do valor de pico de corrente tanto para descargas diretas quanto indiretas. Para os casos de *backflashover* e de descargas indiretas, as tensões geradas são mais elevadas quanto mais curtos são os tempos de frente das correntes de retorno (*IEEE - LIGHTNING AND INSULATOR SUBCOMMITTEE OF THE T&D COMMITTEE*, 2005). Os tempos de frente e os tempos de cauda numa menor proporção, influenciam na capacidade de suportabilidade (característica tensão-tempo) dos equipamentos elétricos. A carga transferida na descarga representa a quantidade de energia recebida pelo objeto atingido. A velocidade da corrente de retorno afetará a componente da tensão gerada pelo campo elétrico de indução produzido pela descarga atmosférica. Resultados de testes de campo mostraram que os parâmetros das correntes de primeiras descargas são diferentes daqueles para descargas subsequentes devendo ser considerados nos estudos de desempenho elétrico de linhas elétricas aéreas.

Embora mais de 90% das descargas do tipo nuvem-solo tenham polaridade negativa, de acordo com (*IEEE - LIGHTNING AND INSULATOR SUBCOMMITTEE OF THE T&D COMMITTEE*, 2005) as descargas com polaridade positiva não exibiram parâmetros em comum tal que permitissem caracterizar uma forma de onda com parâmetros médios. No entanto, as descargas com polaridades positivas tem valor médio em torno do valor médio para descargas negativas porém com tempos de frente mais lentos. Já os valores extremos de correntes de descargas com polaridades positivas tendem a ser mais elevados do que aqueles observados para descargas negativas. Portanto, descargas com polaridades positivas e negativas devem ser consideradas nas simulações de desempenho atmosférico de linhas aéreas, uma vez que descargas positivas podem causar maior solicitação térmica devido à quantidade de carga transferida muito superior.

Uma forma de onda de correntes médias de primeiras descargas com polaridade negativa está mostrada na Figura 1.8.

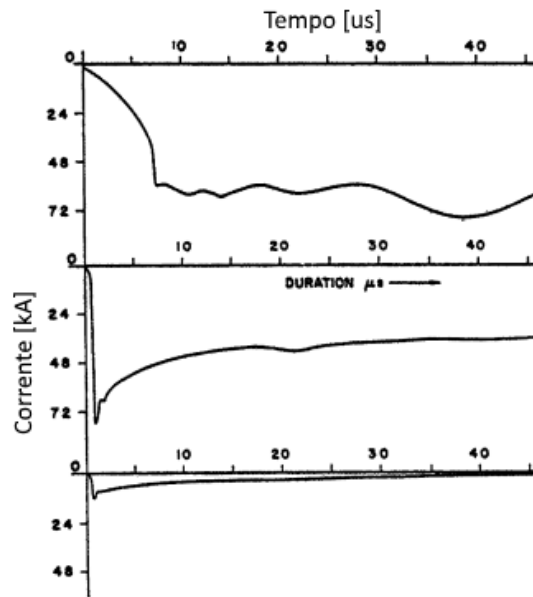


Figura 1.8 - Exemplos de registros de correntes de descarga de retorno medidas por (ANDERSON; ERIKSSON, 1980). Acima: Corrente de primeira descarga. No meio: Corrente de segunda descarga. Abaixo: Corrente de terceira descarga.

Fonte: Extraída de (IEEE, 2005)

As medições realizadas por Berger (1985) no Monte San Salvatore, na Suíça, registrando correntes de descarga em um mastro com 60 metros de altura, forneceram os dados com parâmetros característicos de correntes de descarga mundialmente utilizados em estudos de desempenho de linhas de transmissão. A forma de onda com parâmetros médios apresenta uma frente de onda côncava com um inclinação máxima próxima ao valor de pico. Muitas das formas de onda registradas apresentaram dois picos, com o segundo pico sendo de maior amplitude do que o primeiro. O tempo de frente foi calculado tomando por base o primeiro pico, embora a amplitude seja descrita pelo valor do segundo pico.

As descargas subsequentes com polaridade negativa apresentam, em geral, menores valores de pico e tempos de frente de onda mais rápidos do que aqueles observados em correntes de primeiras descargas negativas, conforme pode ser observado na Figura 1.8, nos registros de segundas e terceiras descargas.

Diante da diversidade de estudos desenvolvidos ao longo do tempo, percebe-se a complexidade do fenômeno de disrupção em arranjos isolantes. Portanto, a caracterização da suportabilidade de arranjos isolantes presentes nos sistemas elétricos requer a utilização de

tratamento estatístico baseado em dados de medições em campo, aplicado aos estudos de desempenho elétrico de linhas de transmissão. Além disso, os resultados obtidos com o tradicional uso de curvas tensão-tempo devem ser comparados com resultados obtidos com a aplicação de métodos eletromagnéticos avançados, tal como o método de efeito disruptivo e os modelos de progressão de líder, capazes de reproduzir com maior exatidão o processo físico da disrupção em arranjos isolantes. Essa funcionalidade foi contemplada na modelagem computacional desenvolvida neste trabalho.

## **1.6 ESTRUTURA DA TESE**

Esta tese foi organizada em quatro capítulos descritos resumidamente a seguir.

### **Capítulo II - Modelagem do sistema para análise do fenômeno de *backflashover* em linhas de transmissão.**

Neste capítulo são apresentadas as estratégias de modelagem computacional baseadas nos modelos matemáticos que representam cada um dos elementos que constituem o trecho do sistema de transmissão considerado para a realização de estudos de desempenho contra sobretensões atmosféricas, a saber, as linhas elétricas, as torres, os isoladores e o sistema de aterramento. São descritos os princípios matemáticos e físicos considerados para o desenvolvimento de novos componentes criados com o uso do software *ATPDraw*, apropriados para representar as correntes de primeiras descargas e também o processo de disrupção ao longo dos isoladores, empregando técnicas de modelagem no domínio do tempo. Tais componentes são capazes de proporcionar o estudo e a avaliação dos principais fatores determinantes para um bom desempenho elétrico das linhas de transmissão.

### **Capítulo III - Suportabilidade elétrica de isoladores submetidos a sobretensões impulsivas com formas de onda típicas**

No Capítulo III são apresentados os resultados de investigação da suportabilidade de isoladores típicos de sistemas de transmissão de energia elétrica solicitados por tensões impulsivas com forma de onda



padronizada e não padronizadas. As curvas de suportabilidade obtidas experimentalmente são comparadas com as curvas V-t previstas empregando-se o método de Efeito Disruptivo e o também os modelos de progressão de líder (*LPM*), implementados computacionalmente, para fins de validação destes modelos implementados. Com base nos resultados experimentais, é proposta uma adaptação aplicada ao *LPM CIGRÉ* apropriada para avaliação de sobretensões em cadeias de isoladores solicitadas tanto por impulso padrão de tensão quanto por tensões com formas de onda não padronizadas.

#### **Capítulo IV - Estudos computacionais sobre o fenômeno de *backflashover* em linhas de transmissão.**

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados de estudos computacionais acerca do desempenho elétrico do trecho de sistema de transmissão diante de sobretensões de origem atmosférica produzidas durante o fenômeno *backflashover*. Os estudos foram realizados considerando os modelos de fontes correntes de descarga assim como os modelos para representação da suportabilidade das cadeias de isoladores, implementados neste trabalho.

#### **Capítulo V - Conclusões gerais e sugestões para trabalhos futuros**

Este capítulo apresenta uma discussão analítica dos principais resultados obtidos em cada um dos capítulos desenvolvidos, destacando-se as contribuições científicas advindas do trabalho realizado. São indicadas sugestões para continuidade das pesquisas com base nos resultados obtidos no trabalho.

# ***CAPÍTULO II***

## ***MODELAGEM DO SISTEMA PARA ANÁLISE DO FENÔMENO DE BACKFLASHOVER EM LINHAS DE TRANSMISSÃO***

### ***2.1 INTRODUÇÃO***

Neste capítulo são discutidos os principais modelos matemáticos e computacionais usualmente empregados para representar as formas de onda de correntes de descargas de retorno em estudos de coordenação de isolamento. Em seguida, é apresentada uma descrição analítica dos modelos computacionais desenvolvidos neste trabalho com o intuito de representar correntes de retorno com formas de onda padronizadas, além de formas de onda de correntes reais baseadas em medições realizadas em torres instrumentadas. Posteriormente, é discutida e apresentada a modelagem matemática e computacional do sistema elétrico que será utilizado para condução de estudos de desempenho elétrico de linhas de transmissão quanto ao backflashover. Por meio desta modelagem, torna-se possível realizar análises de sensibilidade do desempenho elétrico de uma linha de transmissão considerando tanto os modelos de correntes de descarga de retorno quanto os modelos eletromagnéticos para representação da disrupção ao longo das cadeias de isoladores. Estes últimos são apresentados e discutidos no capítulo III.

### ***2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS DESTE CAPÍTULO***

Os objetivos específicos deste capítulo podem ser assim resumidos:

---

- i. Implementar modelos computacionais de fontes de correntes elétricas capazes de reproduzir as formas de onda de correntes de descarga de retorno reais, por meio da criação de novos módulos empregando-se a rotina *DBM (Data Base Modularization)*, disponível no software *ATP* e em sua interface gráfica *ATPDraw*.
- ii. Implementar um modelo computacional de fonte de corrente elétrica que reproduza a forma de onda de corrente de retorno recomendada pelo CIGRÈ, através da aplicação de recursos disponíveis na linguagem de simulação *MODELS*.
- iii. Desenvolver a modelagem computacional de um sistema de transmissão utilizando o software *ATP/ATPDraw*, representando as torres, os condutores fase, os condutores de blindagem, as cadeias de isoladores e as resistências de aterramento.
- iv. Implementar um modelo computacional capaz de representar a curva V-t de arranjos isolantes típicos de sistemas de transmissão utilizando os recursos da rotina *TACS (Transient Analysis of Control Systems)* do *ATP/ATPDraw*.

## **2.3 REPRESENTAÇÃO DE CORRENTES DE DESCARGAS ATMOSFÉRICAS**

As formas de onda das tensões e correntes originadas por descargas atmosféricas apresentam grandes variações observadas nos seus parâmetros de amplitude, tempos de frente e de cauda, derivada máxima na frente e ocorrência de um ou mais picos. As tensões impulsivas com tempos de frente inferiores a um microssegundo até algumas dezenas de microssegundos são classificadas como impulsos atmosféricos (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000). Esta variação probabilística observada nos parâmetros característicos tornou necessário o estabelecimento de uma forma de onda padrão que fosse utilizada para representar tais tensões transitórias, permitindo ainda, uma forma mais simples de reproduzi-las em testes e ensaios laboratoriais. O impulso padrão de tensão foi aceito como um impulso aperiódico, que alcança o valor de pico em 1,2  $\mu$ s e então decai lentamente até a metade do valor de pico em 50  $\mu$ s. Esta forma de onda contempla a recomendação do *IEEE* (IEEE STD 1243, 1997) para impulso atmosférico padrão de tensão do tipo 1,2x50  $\mu$ s.

Para a forma de onda de impulso atmosférico padrão de tensão, o tempo de crista é determinado matematicamente pela reta que passa pelos pontos de 30% e de 90% do valor de crista da tensão, conforme mostrado na Figura 2.1. O ponto no qual a reta intercepta o eixo das

abscissas, ou seja, o ponto de tensão nula, é chamado de origem virtual ( $O_1$ ). Este ponto é o ponto de referência para todas as demais medidas de tempo. A partir do ponto de origem virtual, a reta é prolongada, passando pelos pontos de 30% e de 90 %, até a sua intercessão com o valor de crista da forma de onda no eixo das ordenadas. O tempo determinado entre o ponto de origem virtual e o ponto de intercessão da reta com o valor de pico é chamado de tempo de crista ou tempo virtual para crista, ( $T_1$ ). O tempo para meio valor na cauda ou tempo de cauda é simplesmente o intervalo de tempo entre o ponto de origem virtual e o ponto no qual a tensão decresce ao valor de 50% do valor de crista ( $T_2$ ) (HILEMAN, 1999).

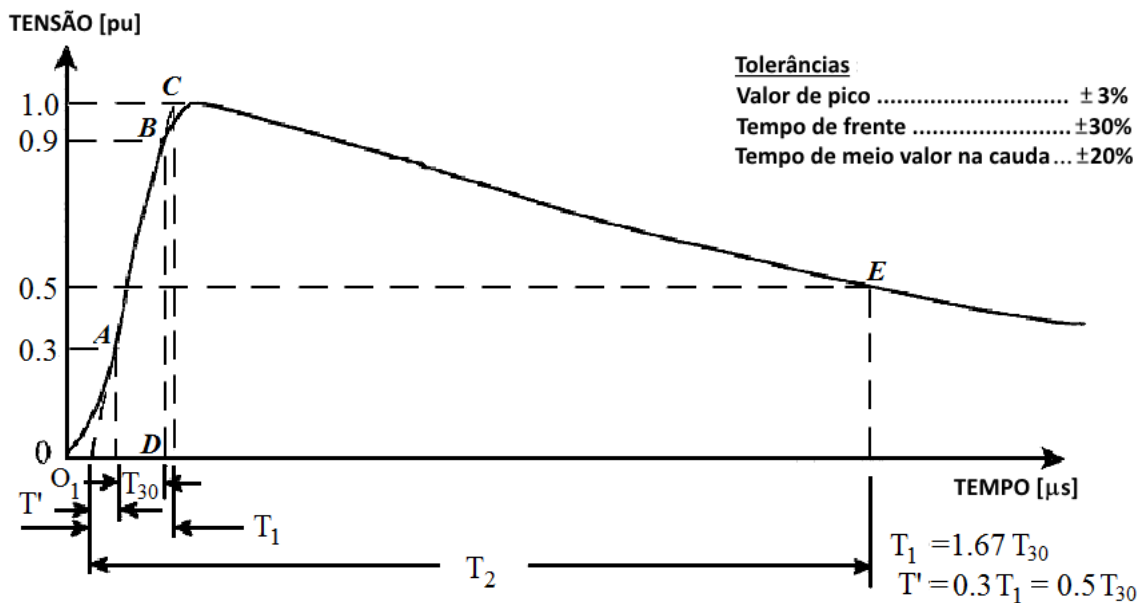


Figura 2.1 - Definição geométrica do tempo de crista e tempo de cauda para impulso atmosférico padrão de tensão.

Fonte: Adaptada de (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000)

Por definição trigonométrica aplicada à semelhança dos triângulos  $O_1AT'$ ,  $O_1BD$  e  $O_1CT_1$ , localizados na Figura 2.1, o tempo de frente pode ser definido pela equação (2.1) abaixo:

$$T_1 = T_{\text{frente}} = 1,67 (t_{90} - t_{30}) \quad (2.1)$$

Onde:

$T_{\text{frente}}$ : é o tempo de frente da forma de onda [ $\mu\text{s}$ ];

$t_{90}$ : é o tempo no qual a tensão atinge 90% do valor de pico [ $\mu\text{s}$ ];

$t_{30}$ : é o tempo no qual a tensão atinge 30% do valor de pico [ $\mu\text{s}$ ];

O impulso atmosférico padrão de tensão pode ser facilmente produzido em laboratório por meio da montagem de circuitos geradores de impulso compostos por elementos resistivos e capacitivos conforme mostrado na Figura 2.2. Neste circuito, o elemento  $C_2$  é o capacitor de descarga,  $C_1$  é a capacitância da carga,  $R_1$  é o resistor de frente ou de amortecimento e  $R_2$  é o resistor de descarga.

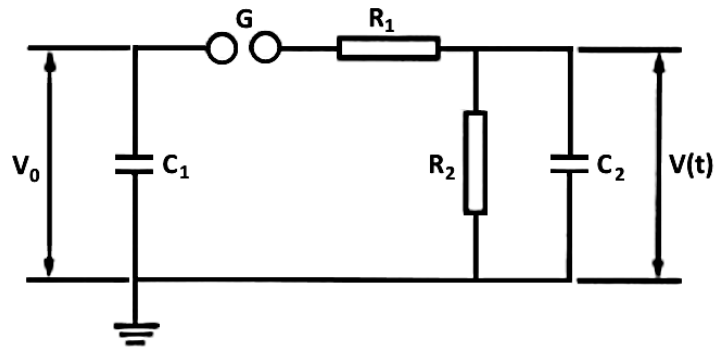


Figura 2.2 – Circuito gerador de impulsos com um estágio.  
Fonte: Adaptada de (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000)

No circuito da Figura 2.2, a tensão de saída  $V(t)$  possui o perfil de onda do impulso padrão de tensão que pode ser matematicamente expresso pela soma de duas funções exponenciais com constantes de tempo diferentes e sinais contrários, de acordo com a equação (2.2) (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000).

$$V_t = \frac{V_0}{k} \cdot \frac{1}{(\alpha_2 - \alpha_1)} \cdot [(\exp(-\alpha_1 \cdot t) - \exp(-\alpha_2 \cdot t))] \quad (2.2)$$

Onde:

$\alpha_1$  e  $\alpha_2$ : são as constantes de tempo;

$V_0$ : é a amplitude da função dupla exponencial;

$k$ : é o fator de ajuste da amplitude da função dupla exponencial, relacionado pela razão entre o valor de crista de  $V(t)$  e a tensão de entrada  $V_0$

O fator de ajuste da amplitude ( $k$ ) pode ser calculado de forma simplificada (quando  $\alpha_2 \gg \alpha_1$ ), para forma de onda normalizada, pela equação (2.3):

$$k \cong \frac{1 + C_2/C_1}{(\alpha_2 + \alpha_1)} \quad (2.3)$$

As definições associadas ao impulso padrão de tensão também são aplicadas na representação tradicional da onda de corrente de descarga de retorno em estudos computacionais. Tal fato está associado à adoção desta forma de onda como padrão para a condução de ensaios de desempenho de equipamentos solicitados por impulsos atmosféricos reproduzidos em laboratório (VISACRO, 2004). A facilidade de geração desta forma de onda padronizada para impulsos atmosféricos, através de arranjos de circuitos RC e de ajuste adequado de seus parâmetros às exigências dos ensaios experimentais, contribuíram para sua ampla utilização. Dessa forma, a representação da forma de onda de corrente de descarga considerava somente a máxima taxa de crescimento como parâmetro para caracterizar a frente de onda (CIGRÉ, 1991).

Segundo Rocha (2009), as formas de onda de corrente de retorno observadas em descargas reais possuem derivada máxima próxima ao pico enquanto que a representação utilizando a dupla exponencial, tem derivada máxima no início da frente de onda. Quando comparadas com formas de onda de descargas reais, a representação da corrente utilizando a função biexponencial é capaz de reproduzir somente algumas características tais como o tempo de frente de onda curto e o decaimento mais lento. Além disso a função dupla exponencial não representa a natureza côncava da frente de onda observada em curvas reais. Tais limitações acabam por determinar uma forma de onda de sobretensões geradas por correntes de descargas atmosféricas pouco representativas e muito diferentes daquelas geradas por ondas reais (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2010).

Tais constatações foram inicialmente observadas nas medições realizadas na estação do monte San Salvatore na Suíça com registros de formas de onda de correntes de descargas descendentes negativas. Após análises e estudos das formas de onda de correntes mensuradas, novos parâmetros foram estabelecidos para caracterizar, em detalhes, as correntes típicas de descargas atmosféricas, conforme mostrado na Figura 2.3.

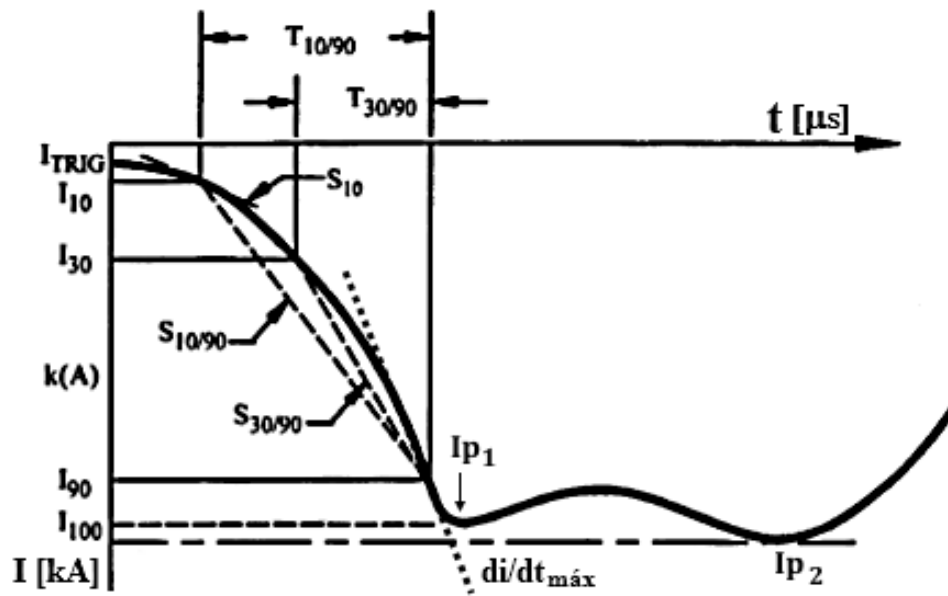


Figura 2.3 - Definição dos parâmetros da frente de onda para impulso de corrente atmosférica com polaridade negativa.

Fonte: Adaptada de (CIGRÉ, 1991).

Na Figura 2.3 são definidos os seguintes parâmetros:

- $T_{10/90}$  é o tempo necessário para a amplitude da corrente crescer de  $0.1 \times I_{p1}$  para  $0.9 \times I_{p1}$ ;
- $T_{30/90}$  é o tempo necessário para a amplitude da corrente crescer de  $0.3 \times I_{p1}$  para  $0.9 \times I_{p1}$ ;
- $S_{10/90}$  é a inclinação da reta que liga  $0.1 \times I_{p1}$  a  $0.9 \times I_{p1}$ ;
- $S_{30/90}$  é a inclinação da reta que liga  $0.3 \times I_{p1}$  a  $0.9 \times I_{p1}$ ;
- $I_{p1}$  é a amplitude do primeiro pico;
- $I_{p2}$  é a amplitude do segundo pico;
- $di/dt_{\max}$  é a máxima inclinação na frente da onda da corrente.

Os parâmetros característicos medianos da forma de onda do impulso atmosférico de corrente estão resumidos na Tabela 2.1, de acordo com o CIGRÉ (1991). Devido à relevância dos parâmetros estabelecidos para reproduzir as formas de onda de correntes de descargas reais, estes devem ser levados em consideração no projeto de coordenação de isolamento de linhas de transmissão.

Dessa forma, foram considerados neste capítulo quatro modelos de correntes de primeiras descargas para avaliação de suas influências em estudos de *backflashover*: corrente com forma

de onda dupla exponencial, correntes com pico único e com pico duplo baseadas em dados de medições; e correntes representadas de acordo com a recomendação do *CIGRÉ* (1991).

TABELA 2.1: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DO IMPULSO ATMOSFÉRICO DE CORRENTE.

Parâmetros	Correntes de Primeiras Descargas	Correntes de Descargas Subsequentes
$I_{p2}$ [kA]	31,1	12,3
$I_{p1}$ [kA]	27,7	11,8
$S_{10/90}$ [kA/ $\mu$ s]	5	15,4
$S_{30/90}$ [kA/ $\mu$ s]	7,2	20,1
$di/dt_{\text{máx}}$ [kA/ $\mu$ s]	24,3	39,9
$T_{\text{frente}}$ [ $\mu$ s] $T_{10/90}$ [ $\mu$ s] $T_{30/90}$ [ $\mu$ s]	$T_{10/90} = 5,63$ $T_{30/90} = 3,83$	$T_{10/90} = 0,75$ $T_{30/90} = 0,67$
$T_{\text{cauda}}$ [ $\mu$ s]	77,5	30,2

## 2.4 MODELAGEM DE FONTES DE CORRENTES DE DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

Após a análise e descrição dos dois principais modelos matemáticos utilizados para representação das formas de onda de correntes de descargas atmosféricas, apresentam-se os modelos computacionais desenvolvidos com base nestes modelos matemáticos.

### A. Corrente de descarga de retorno do tipo dupla exponencial

O primeiro modelo computacional implementado representa a corrente de descarga de retorno como uma forma de onda do tipo exponencial dupla. O software *ATPDraw* já disponibiliza uma fonte de corrente tipo 15 com esta forma de onda (LAZLO, 1998). Entretanto, para utilizar este componente, o usuário precisa calcular os valores das constantes de tempo ( $\alpha_1$  e  $\alpha_2$ ), bem como o valor do expoente de ajuste da amplitude ( $k$ ) da função matemática exponencial dupla, para reproduzir a forma de onda do impulso atmosférico de corrente elétrica. A determinação destas constantes não é um cálculo trivial, requerendo a aplicação de métodos de resolução de sistemas de equações não-lineares, o que torna o seu uso pouco prático. Além



desta complicação, os parâmetros de tempo de frente e de tempo de cauda da forma de onda de corrente, determinados de acordo com a definição geométrica para impulso atmosférico padrão mostrada na Figura 2.1, guardam uma relação com as constantes de tempo da função dupla exponencial, o que o modelo de fonte tipo 15 disponível no *ATPDraw* não considera. Desta forma, os resultados obtidos com a utilização desta fonte podem conter erros conceituais e imprecisões, sendo inadequados para um estudo de desempenho de linhas de transmissão quanto ao *backflashover*.

Diante do exposto, um novo modelo de fonte de corrente elétrica com forma de onda do tipo dupla exponencial foi implementado, em concordância com a definição geométrica de impulso atmosférico padrão de tensão, dado na Figura 2.1. O novo componente criado no *ATPDraw* foi chamado de *Model Lynce* e desenvolvido empregando-se a linguagem MODELS. A Figura 2.4 apresenta o ícone gráfico do modelo criado e a interface do usuário. Este componente recebe os valores de tempo de frente e tempo de cauda em [ $\mu$ s]; e o valor de crista da corrente elétrica em Ampères [A].

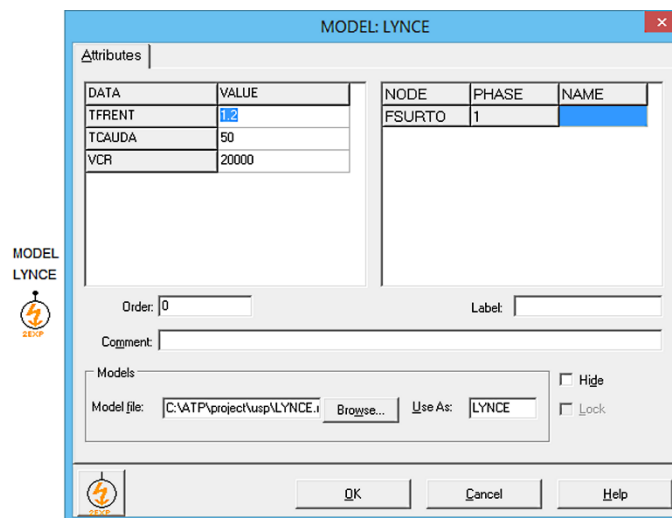


Figura 2.4 – *Model Lynce*: Fonte de corrente elétrica com forma de onda do tipo dupla exponencial: 1,2x50  $\mu$ s, baseada no impulso atmosférico padrão.  
Fonte: Elaborada pelo autor.

De posse dos dados de entrada informados pelo usuário, o *model Lynce* calcula os valores das constantes de tempo ( $\alpha_1$  e  $\alpha_2$ ) em função do tempo de crista e do tempo de cauda informados pelo usuário, aplicando-os às equações 2.4, 2.5 e 2.6. Estas três equações são resolvidas por aplicação de método numérico iterativo, adotando o valor inicial da variável  $x$  como sendo igual

a 0,1. O *model* Lynce executa este procedimento por até 30 iterações até a convergência dos valores das variáveis ( $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $x$ ). A resolução destas 30 iterações acontece dentro do primeiro passo de integração de execução do *model* Lynce.

$$x = \frac{\alpha_1}{\alpha_2} \quad (2.4)$$

$$\alpha_1 = \frac{\ln\left(2 \cdot \frac{1}{(1-x)}\right)}{TFRENT - TCAUDA} \quad (2.5)$$

$$\alpha_2 = \frac{\ln(x)}{TFRENT} + \alpha_1 \quad (2.6)$$

Onde:

**$\alpha_1$  e  $\alpha_2$ :** são as constantes de tempo;

**$x$ :** é a razão entre as constantes de tempo.

**$TFRENT$ :** é o tempo de frente de onda em [ $\mu s$ ], informado pelo usuário;

**$TCAUDA$ :** é o tempo de cauda em [ $\mu s$ ], informado pelo usuário;

Em seguida é calculado o fator de correção da amplitude da corrente elétrica, utilizando a equação (2.7).

$$A_0 = \frac{VCR}{\exp(\alpha_1 \cdot TFRENT) - \exp(\alpha_2 \cdot TFRENT)} \quad (2.7)$$

Onde:

**$A_0$ :** é o valor inicial do fator de correção do valor de crista da corrente elétrica.

**$VCR$ :** é o valor de crista da forma de onda de corrente, informado pelo usuário;

**$\alpha_1$  e  $\alpha_2$ :** são as constantes de tempo da função dupla exponencial;

**$TFRENT$ :** é o tempo de frente de onda em [ $\mu s$ ], informado pelo usuário;

Após este primeiro procedimento de resolução numérica, o *model* Lynce inicia um segundo método numérico iterativo para calcular os valores dos instantes de tempo nos quais a amplitude da corrente elétrica atinge 30% (variável X30) e 90% (variável X90) do valor de crista da corrente. Os respectivos instantes de tempo relativos a estas amplitudes de corrente elétrica também são registrados (T30 e T90, respectivamente). Este método numérico iterativo utiliza as equações (2.8), (2.9), (2.10) e (2.11) apresentadas a seguir.

$$T90 = \frac{\ln\left(X90 - 0,9 \cdot \frac{VCR}{A_0}\right)}{\alpha_2} \quad (2.8)$$

$$T30 = \frac{\ln\left(X30 - 0,3 \cdot \frac{VCR}{A_0}\right)}{\alpha_2} \quad (2.9)$$

$$X90 = \exp(\alpha_1 \cdot T90) \quad (2.10)$$

$$X30 = \exp(\alpha_1 \cdot T30) \quad (2.11)$$

Onde:

**VCR:** é o valor de crista da forma de onda de tensão, informado pelo usuário;

**X30 e X90:** correspondem aos valores de 30% e de 90% do valor de crista da corrente elétrica;

**T30 e T90:** correspondem aos instantes de tempo de ocorrência dos valores de 30% e de 90% do valor de crista da corrente elétrica;

**A<sub>0</sub>:** é o valor inicial do fator de correção do valor de crista da corrente elétrica.

Novamente este sistema de 4 equações é resolvido por aplicação de método numérico iterativo. As variáveis X30 e X90 foram inicializadas com valor unitário no primeiro passo de integração sendo que o procedimento converge dentro de, no máximo, 30 iterações. A resolução destas 30 iterações também ocorre dentro do primeiro passo de integração.

Em seguida tem início o terceiro procedimento de resolução numérica iterativa para calcular o valor do instante de tempo de frente utilizando os valores de T30 e de T90 calculados anteriormente e aplicados à equação (2.12).

$$TFRENT = TFRENT + (0,6 \cdot TFRENT \cdot (1E - 6) - (T90 - T30)) \quad (2.12)$$

Onde:

**TFRENT:** é o tempo de frente de onda em [ $\mu$ s], calculado de acordo com a definição geométrica do impulso padrão da Figura 2.1.

**T30 e T90:** correspondem aos instantes de tempo de ocorrência dos valores de 30% e de 90% do valor de crista da corrente elétrica;

Com o valor do tempo de frente calculado pela equação (2.12), é calculado o novo valor do fator de correção da amplitude ( $A_1$ ), utilizando-se a equação (2.7), para obter o valor de crista consoante com o valor (VCR) desejado pelo usuário. Finalmente, o *model* Lynce calcula e plota a corrente elétrica com forma de onda do tipo dupla exponencial, com parâmetros característicos baseados na definição geométrica do impulso atmosférico padrão de tensão, utilizando a equação (2.13).

$$FSURTO = f(t) = A_1 \cdot (\exp(\alpha_1 \cdot t) - \exp(\alpha_2 \cdot t)) \quad (2.13)$$

Onde:

**FSURTO:** é a corrente de descarga com a forma de onda do tipo dupla exponencial;

**$\alpha_1$  e  $\alpha_2$ :** são as constantes de tempo da função dupla exponencial;

**$A_1$ :** é o fator de correção do valor de crista da corrente elétrica.

A Figura 2.5 apresenta uma comparação entre a fonte surge type 15 do tipo dupla exponencial disponível no *ATPDraw* e a forma de onda da corrente elétrica produzida pela fonte de corrente *Model* Lynce, com tempo de frente igual a 1,2  $\mu$ s, tempo de cauda igual a 50  $\mu$ s e amplitude igual a 20 kA.

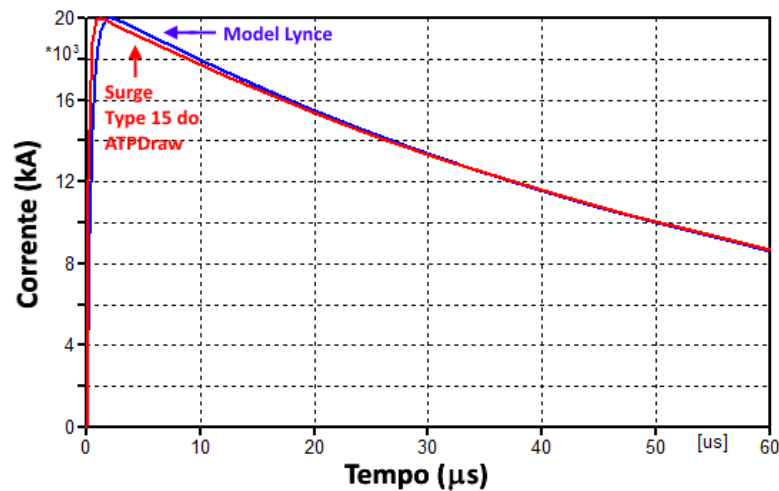


Figura 2.5 - Forma de onda da corrente de descarga de retorno do tipo dupla exponencial: 1,2x50  $\mu$ s produzida pelo *model Lynce* e pela fonte *surge type 15* do *ATPDraw*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Embora as diferenças entre as duas formas de onda de correntes de descarga pareçam irrelevantes, uma análise dos parâmetros característicos revela um erro percentual de -47,42% no tempo de frente da forma de onda produzida pela fonte *Surge type 15* do *ATPDraw*, conforme pode ser observado na Tabela 2.2. Em contrapartida, a forma de onda da corrente elétrica impulsiva atmosférica produzida pelo *model Lynce* foi capaz de reproduzir com exatidão os parâmetros característicos de uma função dupla exponencial de acordo com a definição geométrica do impulso atmosférico padrão de tensão.

TABELA 2.2: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DAS FORMAS DE ONDA PRODUZIDAS PELA FONTE BIEXPONENCIAL DO *ATPDRAW* E PELO *MODEL LYNCE* IMPLEMENTADO.

Parâmetros Característicos	Fonte <i>Surge type 15</i> do <i>ATPDraw</i>	<i>Model Lynce</i>
$T_{pico}$ [ $\mu$ s]	1,173	2,054
$T_{90\%}$ [ $\mu$ s]	0,450	0,861
$T_{30\%}$ [ $\mu$ s]	0,072	0,140
$T_{frente}$ [ $\mu$ s]	0,631	1,204
$T_{cauda}$ [ $\mu$ s]	50,204	50,000

## B. Corrente de descarga de retorno baseada em dados de medições realizadas em torres instrumentadas.

As características fundamentais observadas em formas de onda de descargas reais, tais como, a natureza côncava da onda de corrente de descarga no início da frente da onda, a

ocorrência da derivada máxima próxima ao pico e a declividade após a ocorrência do pico, são passíveis de serem representadas com o emprego da função matemática de *Heidler* (HEIDLER; CVETIC; STANIC, 1999) respeitando-se a precisão necessária ao estudo. O emprego da função de *Heidler* também permite a reprodução de correntes de primeiras descargas com a ocorrência de pico único ou de pico duplo, de acordo com as formas de onda de descargas reais registradas localmente (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2010).

A função de *Heidler* é descrita matematicamente pela equação (2.14) abaixo:

$$F(t) = \frac{I_o}{\eta} \frac{(t/\tau_1)^{(1/n)}}{1 + (t/\tau_1)^{(1/n)}} e^{(-t/\tau_2)} \quad (2.14)$$

Onde:

$I_o$  é a amplitude da corrente na base do canal [kA];

$\tau_1$  é a constante de tempo relacionada ao tempo de frente da onda de corrente [ $\mu$ s];

$\tau_2$  é a constante de tempo relacionada ao tempo de decaimento da onda de corrente [ $\mu$ s];

$n$  é o expoente de ajuste da função de *Heidler*;

$\eta$  é um fator de correção de amplitude calculado pela equação (2.15):

$$\eta = e^{(\tau_1/\tau_2)(n \cdot \tau_1/\tau_2)^{(1/n)}} \quad (2.15)$$

Dessa forma, a componente principal da corrente de descarga foi representada pela soma de funções de *Heidler*. Para tanto, foram utilizados dados extraídos de registros de medições realizadas na estação instrumentada do Morro do Cachimbo em MG (VISACRO, 2004). Ressalta-se que esta metodologia também é adequada para a representação de correntes subsequentes de descargas atmosféricas.

Baseado nos trabalhos de (VISACRO, 2004) e (DE CONTI; VISACRO, 2007), a corrente de retorno foi aqui representada pela soma de até sete funções de *Heidler*. Os parâmetros das funções de *Heidler* propostos em (DE CONTI; VISACRO, 2007) e utilizados para representar as correntes de primeiras descargas de retorno medianas, foram extraídos de (CAMPOS, 2012), e estão apresentados na Tabela 2.3.

Na Tabela 2.3, foram mantidas as nomenclaturas empregadas em (DE CONTI; VISACRO 2007), referência bibliográfica de onde os dados foram extraídos. Nesse sentido, a sigla MCS significa *Morro do Cachimbo Station*, e FST significa *First Stroke Current*, referindo-se às correntes de primeiras descargas. O número sequencial #1 foi designado para identificar os dados referentes à forma de onda de corrente com pico único e; #2 refere-se à forma de onda de corrente com pico duplo.

TABELA 2.3: PARÂMETROS UTILIZADOS PARA MODELAGEM DA FONTE DE CORRENTE DE *HEIDLER*

k	MCS FST#1				MCS FST#2			
	$I_{0k}$ (kA)	$\eta_k$	$\tau_{1k}$ ( $\mu$ s)	$\tau_{2k}$ ( $\mu$ s)	$I_{0k}$ (kA)	$\eta_k$	$\tau_{1k}$ ( $\mu$ s)	$\tau_{2k}$ ( $\mu$ s)
1	6	2	3	76	6	2	3	76
2	5	3	3,5	10	5	3	3,5	10
3	5	5	4,8	30	5	5	4,8	30
4	8	9	6	26	8	9	6	26
5	22	21	7	23,2	16,5	30	7	23,2
6	20	2	70	200	17	2	70	200
7	-	-	-	-	12	14	12	26

A forma de onda sintetizada computacionalmente foi obtida com o emprego dos recursos da rotina *DBM (Data Base Modularization)* do *software ATPDraw*. Os módulos criados são mostrados na Figura 2.6. Cada um destes módulos atua como uma fonte de corrente com os parâmetros estabelecidos na Tabela 2.3, sendo possível somar as correntes produzidas por cada módulo para a correta representação de correntes de descarga de retorno, com formas de onda similares àquelas obtidas em registros de medições na Estação do Morro do Cachimbo/MG. Dessa forma a soma das correntes produzidas pelos módulos identificados de N1 até N6 (MCS FST#1) reproduzem a corrente de primeira descarga com pico único, enquanto que a corrente total produzida pelos módulos de N7 até N13 geram uma forma de onda de corrente de descarga do tipo pico duplo (MCS FST#2).

A utilização dos parâmetros da Tabela 2.3 aplicados aos módulos DBM mostrados na Figura 2.6, resulta na soma de seis funções de *Heidler* para reproduzir a forma de onda de corrente com pico único; e de sete funções para representar a forma de onda de corrente com pico duplo. As formas de onda de correntes medianas de retorno registradas em medições estão mostradas na Figura 2.7 (a). As correntes elétricas produzidas pela fonte de *Heidler*

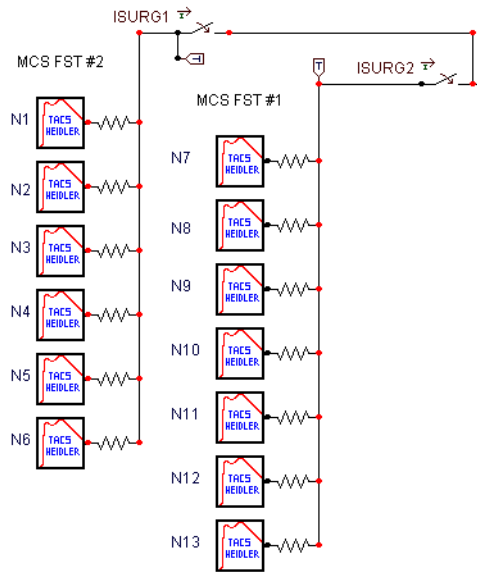


Figura 2.6 - Módulos *DBM* que atuam como fontes de corrente baseadas na função matemática de *Heidler*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

implementada computacionalmente são mostradas na Figura 2.7 (b), para fins de comparação e validação do módulo criado. As formas de onda de correntes do tipo MCS FST#1 e MCSFST#3 são reproduzidas utilizando-se os mesmos parâmetros da função de *Heidler*, diferenciando-se apenas pelas amplitudes.

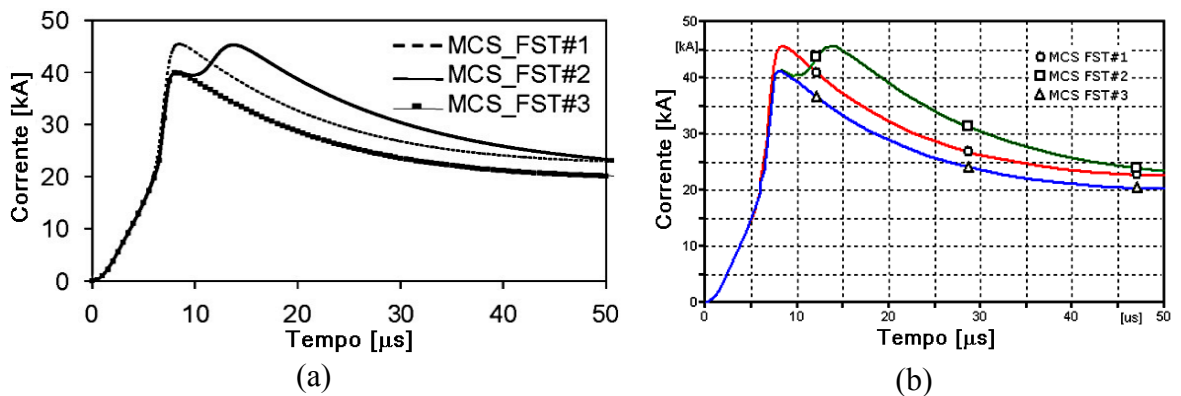


Figura 2.7 - Comparação entre as formas de onda de correntes de primeiras descargas: (a) correntes de descargas reais obtidas por medição; (b) Correntes de descarga produzidas pela fonte *Heidler*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Foram representados três perfis de formas de onda de correntes de descarga atmosférica: a forma de onda com duplo pico, em verde, em azul a forma de onda com pico único e amplitude baseada no valor do primeiro pico e em vermelho a forma de onda com pico único e amplitude



baseada no valor do segundo pico. Por observação é possível constatar que o modelo computacional é capaz de reproduzir as formas de onda de correntes de primeiras descargas reais com boa exatidão. Os parâmetros característicos das formas de onda do tipo pico duplo registrada experimentalmente e implementada computacionalmente estão resumidos na Tabela 2.4, para fins de comparação e de validação. Ressalta-se que os parâmetros  $T_{10/90}$ ,  $T_{30/90}$ ,  $S_{10}$ ,  $S_{30}$  e  $T_{frente}$  foram calculados com relação ao primeiro pico enquanto que o valor de  $T_{cauda}$  foi calculado com relação ao segundo pico.

TABELA 2.4: PARÂMETROS DA FORMA DE ONDA DE CORRENTE DO TIPO PICO DUPLO REGISTRADA EM MEDIÇÕES E IMPLEMENTADA COMPUTACIONALMENTE.

Parâmetros	MCS FST#2 - Medida	MCS FST#2 - Computacional	Erro Percentual
$I_{p2}$ [kA]	45,3	45,63	0,73%
$I_{p1}$ [kA]	40,4	41,21	2,0%
$T_{10/90}$ [ $\mu$ s]	5,6	5,14	8,2%
$T_{30/90}$ [ $\mu$ s]	2,9	2,88	-0,69%
$S_{10/90}$ [kA/ $\mu$ s]	5,8	6,42	10,7%
$S_{30/90}$ [kA/ $\mu$ s]	8,4	8,59	2,26%
$di/dt_{m\acute{a}x}$ [kA/ $\mu$ s]	19,4	20,2	4,12%
$T_{frente (30/90)}$ [ $\mu$ s]	4,84	4,81	-0,62%
$T_{cauda}$ [ $\mu$ s]	53,5	52,88	-1,16%

### ***C. Corrente de descarga de retorno representada segundo recomendação do CIGRÉ***

O terceiro modelo implementado para representar a corrente de descarga de retorno foi baseado na forma de onda recomendada pelo guia de procedimentos para estimativa do desempenho elétrico de linhas de transmissão perante sobretensões atmosféricas, elaborado pelo CIGRÉ (1991).

Segundo o CIGRÉ (1991) é necessário simular a concavidade na frente de onda para representar adequadamente a corrente de descarga de retorno em estudos de desempenho de equipamentos perante sobretensões atmosféricas, com o objetivo de obter maior precisão nos resultados. São três os requisitos fundamentais necessários para simular a concavidade na frente de onda da corrente de descarga:

- i. a amplitude correta da corrente;
- ii. a máxima derivada que ocorre próxima à amplitude do primeiro pico, considerando o tempo de frente calculado utilizando o valor de  $I_{90\%}$ ;
- iii. para primeiras correntes de descarga, o valor médio correto da máxima derivada é expresso em função do tempo de frente definido pelos valores de 30% e 90% da corrente. O tempo de frente deve ser maior do que a amplitude de corrente dividida pela máxima derivada, resultando na forma de onda côncava desejada.

Esta metodologia apresenta como desvantagem a utilização de duas expressões diferentes para sintetizar a curva de corrente, sendo uma expressão para a frente de onda de corrente e outra para a cauda. A expressão que descreve a frente de onda é utilizada para representar a forma de onda de corrente até o ponto equivalente a 90% do valor de pico. A equação (2.16) descreve a frente de corrente para as primeiras descargas:

$$I = At + Bt^n \quad (2.16)$$

Onde:

***I***: é a amplitude de corrente [kA];

***n***: é o expoente de ajuste do tempo de ocorrência da máxima derivada no ponto de 90% da amplitude máxima da corrente elétrica;

***A e B***: são constantes expressas em [kA/μs] e calculadas pelas equações (2.17) e (2.18):

$$A = \frac{1}{n-1} \left[ 0,9 \cdot \frac{I}{t_n^n} \cdot n - S_m \right] \quad (2.17)$$

$$B = \frac{1}{t_n^n \cdot (n-1)} [S_m \cdot t_n - 0,9 \cdot I] \quad (2.18)$$

Onde:

Os valores de  $n$  e  $t_n$  podem ser calculados pelas equações (2.19) e (2.20), com suficiente exatidão:

$$n = 1 + 2(S_N - 1) \cdot (2 + 1/S_N) \quad (2.19)$$

$$t_n = 0,6 \cdot t_f \left[ \frac{3 S_N^2}{(1 + S_N^2)} \right] \quad (2.20)$$

O valor de  $S_N$  é calculado em função da máxima derivada ( $S_m$ ), da amplitude da corrente

(I) e do tempo de frente ( $t_f$ ), relacionados pela equação (2.21):

$$S_N = S_m \cdot t_f / I \quad (2.21)$$

Onde:

**$S_m$**  é a máxima derivada de corrente na frente de onda [kA/ $\mu$ s];

**$t_f$**  é o tempo de frente de onda [ $\mu$ s].

Para representar a cauda da forma de onda de corrente de descarga recomendada pelo CIGRÉ foram utilizadas as equações (2.22) à (2.26), permitindo modelar o decaimento da corrente após a ocorrência do pico de corrente.

$$I = I_1 \cdot e^{-(t-t_n)/t_1} - I_2 \cdot e^{-(t-t_n)/t_2} \quad (2.22)$$

Onde:

**$t_1$  e  $t_2$ ;  $I_1$  e  $I_2$**  são constantes da função, obtidas por meio das equações (2.23) à (2.26).

$$t_1 = (t_h - t_n) / \ln 2 \quad (2.23)$$

$$t_2 = 0,1 \cdot I / S_m \quad (2.24)$$

$$I_1 = \frac{t_1 \cdot t_2}{t_1 - t_2} \cdot \left[ \frac{S_m + 0,9 \cdot I}{t_2} \right] \quad (2.25)$$

$$I_2 = \frac{t_1 \cdot t_2}{t_1 - t_2} \cdot \left[ \frac{S_m + 0,9 \cdot I}{t_1} \right] \quad (2.26)$$

Onde:

**$t_h$**  é o tempo para meio valor na cauda da onda de corrente [ $\mu$ s].

As equações de (2.16) à (2.21) foram utilizadas para implementar um novo modelo computacional com capacidade de reproduzir a corrente de primeiras descargas seguindo a metodologia do CIGRÉ. A Figura 2.8 apresenta o ícone do *ATPDraw* desenvolvido para representar a corrente de descarga com exatidão.

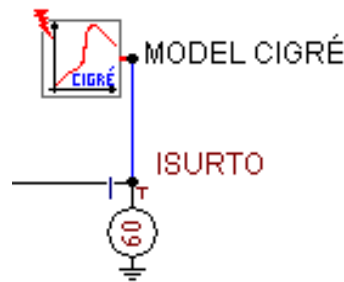


Figura 2.8 - Ícone do componente *MODEL CIGRÉ* desenvolvido para reproduzir a corrente de descarga segundo a metodologia do *CIGRÉ*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

O modelo foi desenvolvido com a utilização da linguagem *MODELS*, permitindo o emprego de métodos numéricos para solução das equações (2.16) à (2.21). O *MODEL CIGRÉ* gera um sinal algébrico com a forma da onda da corrente de primeira descarga e, posteriormente, uma fonte do tipo 60 é usada para converter este sinal em uma fonte de corrente apropriada para aplicação à torre do sistema elétrico de transmissão. O ícone *MODEL CIGRÉ* utiliza os parâmetros de entrada mostrados na Figura 2.9 e descritos abaixo para reproduzir a forma de onda da corrente de descarga principal:

- amplitude de pico (IPICO);
- derivada máxima na frente de onda de corrente (DERMAX);
- tempo de frente (TFRENT) e;
- tempo de meio valor na cauda (TCAUDA).

DATA	VALUE
IPICO	169.55
DERMAX	77.6
TFRENT	5.033
TCAUDA	52.91

NODE	PHASE	NAME
IFLASH	1	ISURTO

Order: 0      Label:      Comment:      Model file: E:\doutorado\_umg\coordena      Use As: STROKE      Hide      Lock

OK      Cancel      Help

Figura 2.9- Parâmetros de entrada para o *MODEL CIGRÉ*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A forma de onda da corrente de primeiras descargas obtida computacionalmente é comparada à forma de onda de corrente recomendada pelo *CIGRÉ* na Figura 2.10. Pode-se concluir que o modelo é capaz de reproduzir a concavidade na frente de onda de corrente de descarga de retorno com exatidão.

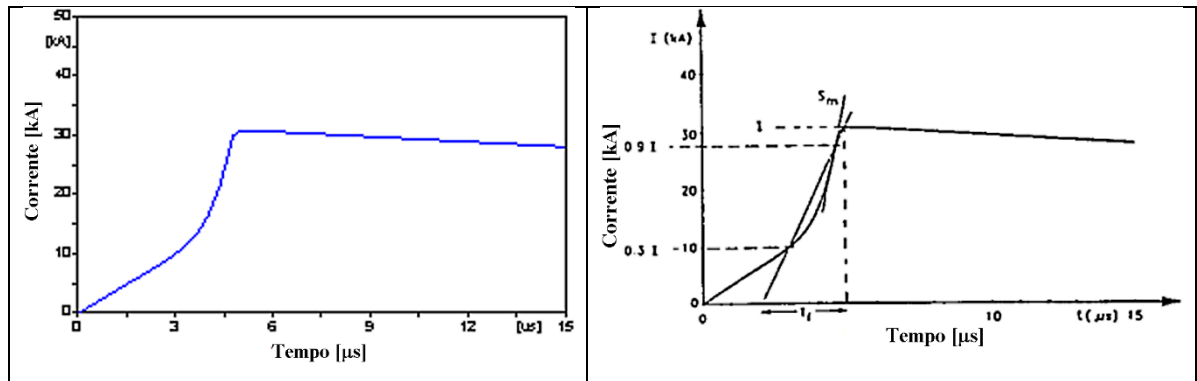


Figura 2.10 - Comparação entre as formas de onda de correntes de primeiras descargas produzidas pelo modelo computacional e segundo a recomendação do *CIGRÉ*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Os parâmetros da forma de onda de corrente gerada pelo *MODEL CIGRÉ* foram comparados aos parâmetros característicos da forma de onda de corrente de descarga do tipo pico único com amplitude igual ao segundo pico (MCS#1) mostrada na Figura 2.7. Pode-se notar que o *MODEL CIGRÉ* implementado é capaz de representar com exatidão os parâmetros característicos inerentes às correntes de descargas reais.

TABELA 2.5: PARÂMETROS DA FORMA DE ONDA DE CORRENTE DE DESCARGA ATMOSFÉRICA REAL (MCS FST#3) COMPARADOS COM A FORMA DE ONDA DE CORRENTE PRODUZIDA PELO *MODEL CIGRÉ*.

Parâmetros	MCS FST#1 - Medida	CIGRÉ
$I_p$ [kA]	45,3	47,05
$di/dt_{\max}$ [kA/ $\mu$ s]	20,2	23,81
$T_{30}$ [ $\mu$ s]	3,0	2,97
$T_{\text{frente}}$ [ $\mu$ s]	$T_{30}/0,6 = 5$	$T_{30}/0,6 = 4,95$
$T_{\text{cauda}}$ [ $\mu$ s]	53,8	52,91

## 2.5 MODELAGEM MATEMÁTICA E COMPUTACIONAL DE UM TRECHO DE SISTEMA DE TRANSMISSÃO.

Neste item são descritos os modelos computacionais destinados à representação de cada um dos elementos que constituem um trecho de sistema de transmissão considerado para a realização de estudos de desempenho contra surtos atmosféricos: linhas elétricas, torres, isoladores e sistema de aterramento.

Para modelagem de uma linha de transmissão é importante lembrar que o perfil geométrico de uma torre determina o valor de sua impedância de surto. Portanto, cada tipo de torre possui uma resposta transitória particular ao ser atingida por uma descarga atmosférica. Tal fato é de grande relevância para estudos envolvendo o fenômeno de *backflashover*. Tendo este conceito em mente, a modelagem das torres da linha de transmissão foi implementada tomando por base os resultados obtidos com a aplicação de técnicas de elementos finitos, proporcionando uma representação adequada de sua impedância de surto (MOTA, 2001).

### ***2.5.1 Modelagem de linhas de transmissão para estudos de backflashover***

A configuração geométrica das torres de uma linha de transmissão além de determinar o nível de suportabilidade da isolação entre os cabos fase e os cabos para-raios também influencia na amplitude das sobretensões resultantes da incidência de descargas atmosféricas diretas nas torres e/ou cabos guarda. Devido à grande variedade de torres existente, neste trabalho foi utilizada uma torre do tipo convencional, típica em sistemas com tensão operativa de 500 kV e circuito simples, comumente empregada no sistema brasileiro de transmissão de energia elétrica. As fases estão dispostas em feixes simétricos compostos por quatro subcondutores GROSBEAK 636 MCM, CAA, espaçados de 0.4 m (ROCHA, 2009). Os cabos de blindagem são do tipo EHS 3/8", classe C, posicionados consoante ao perfil de torre mostrado na Figura 2.11.

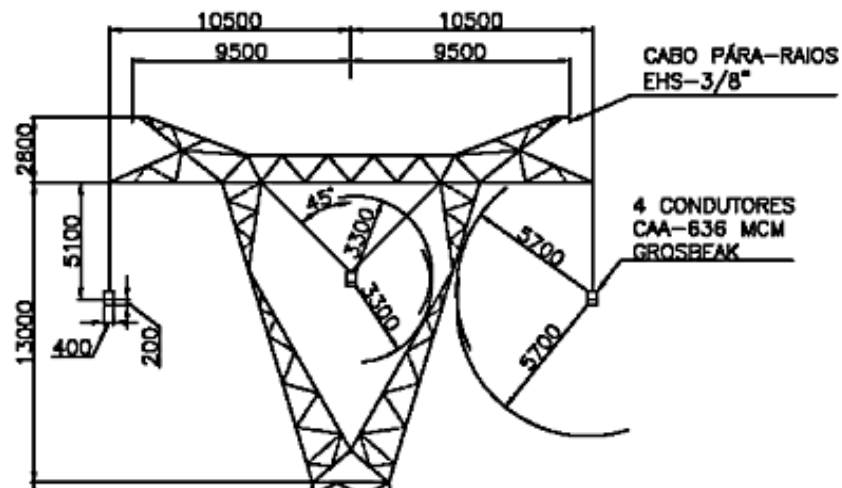


Figura 2.11 - Geometria da torre do tipo convencional de linha de transmissão trifásica de 500 kV.  
Fonte: Extraída de (ROCHA, 2009).

Os dados contendo as especificações elétricas e geométricas dos cabos utilizados para representar as linhas aéreas estão relacionados na Tabela 2.6.

Os parâmetros da linha de transmissão foram calculados utilizando-se o modelo *JMarti* disponível no *ATPDraw*, levando-se em consideração a sua dependência com a frequência (PEREIRA; AMON FILHO, 1996) (GATTA et al., 2005). Para o cálculo dos parâmetros da linha de transmissão, foi considerada uma frequência inicial de 10 Hz e uma frequência da matriz de transformação de 250 kHz, considerando-se uma corrente de descarga de retorno com

TABELA 2.6: DADOS ELÉTRICOS E GEOMÉTRICOS DOS CABOS

Nome do Cabo	Grosbeak	EHC 3/8"
Tipo	CAA	EHS Classe C
Comprimento do Vão [m]	600	600
Flechas [m]	25,67	22
Seção do Cabo [mm <sup>2</sup> ]	374,30	195
Diâmetro Interno [cm]	0,93	0
Diâmetro Externo [cm]	2,51	0,91
Resistência em CC [Ω/km]	0,101	3,36

frente rápida e tempo de crista de 1  $\mu$ s. Este tempo de crista foi definido considerando-se uma corrente de descarga com forma de onda igual ao impulso padrão de tensão do tipo 1,2x50  $\mu$ s (LIMA; PEREIRA, 2000). O valor de frequência da matriz de transformação é apropriado para os estudos de desempenho de linhas de transmissão ante sobretensões atmosféricas de acordo com o valor recomendado por GATTA et al (2005).

O estado de Minas Gerais é caracterizado por apresentar solos com altos valores de resistividade, existindo regiões com altos valores desde 1000 ohm.metros até 10000 ohm.metros (CUNHA, 2010). Para os estudos aqui realizados a resistividade do solo foi assumida como tendo um valor médio de 1000 ohm.metros para calcular os parâmetros de linha, considerando dados obtidos em medições locais (LIMA et al., 2013) (LIMA; PEREIRA, 2000).

A altura das torres é de 44,7 m. As torres das linhas de transmissão podem ser representadas como linhas de transmissão curtas com um valor constante de impedância de surto, aterrada por meio de uma resistência de pé-de-torre na sua base (LAFOREST J. J., 1981). A impedância de surto representa a indução eletromagnética calculada por aplicação das equações de campo de Maxwell. Yamada et al. (1995) utilizou resultados obtidos em medições realizadas em torres de 500 kV e estimou que a impedância de surto poderia ser representada em duas partes, uma superior e outra inferior, da torre. Tomando por base estas considerações, as torres foram representadas por dois trechos de linha de transmissão monofásicas, com comprimentos proporcionais a 2/3 (29,8 m) e 1/3 (14,9 m) da altura da torre, conectados em série (GATTA et al., 2014). Essa estratégia de modelagem encontra fundamento nos resultados obtidos em (MOTA, 2001), empregando-se técnicas de elementos finitos para a determinação da impedância de surto equivalente da torre. Os trechos de linha de transmissão monofásicos utilizados para modelar as parcelas de impedância superior e inferior das torres, foram representados pelo modelo *Transposed Lines (Clarke type)*, com parâmetros distribuídos, disponível no *ATPDraw*. Cada um destes dois trechos de linha de transmissão que representa a torre possui impedância de surto de 200  $\Omega$ , calculada aproximando a geometria da torre modelada por um perfil cilíndrico (HILEMAN, 1999), (IEEE, 2005), (CIGRÉ, 1991). Resultados advindos de estudos experimentais demonstraram que a velocidade de propagação da onda eletromagnética descendente na torre é inferior à velocidade da luz, tendo um valor médio de 85% (255 m/ $\mu$ s) do valor da velocidade da luz (IEEE 1993), (ZANETTA JÚNIOR, 2003).

A impedância impulsiva de aterramento caracteriza a resposta transitória dos eletrodos de aterramento da torre excitados por correntes elétricas provenientes de descargas atmosféricas. Uma vez que a medição dessa impedância impulsiva constitui-se num procedimento complexo e que exige o emprego de métodos e equipamentos muito específicos, o valor da resistência de aterramento registrado para baixas frequências ainda é tradicionalmente utilizado para qualificar a resposta do sistema de aterramento ao ser percorrido por correntes de descargas atmosféricas (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO; 2010). Nesse sentido, cada torre está conectada à terra por



meio de resistores concentrados com valor de 30 ohms, recomendado para representar o valor típico de resistência de pé-de-torre encontrado em solos de alta resistividade, como é o caso do solo brasileiro (VISACRO, 2005). Resultados obtidos com estudos de sensibilidade de desempenho de linhas elétricas aéreas, realizados com a representação de eletrodos de aterramento utilizando modelos eletromagnéticos avançados, como o modelo HEM (*Hybrid Electromagnetic Model*) indicaram que, em termos de tensão desenvolvida nas cadeias de isoladores, é razoável simplificar tal representação por meio de uma resistência equivalente (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO; 2010).

## **2.5.2 Modelagem do sistema elétrico**

O sistema elétrico implementado neste trabalho está representado na Figura 2.12. O sistema de transmissão trifásico foi representado por 4 vãos e três torres ao longo da linha de transmissão. O vão à esquerda da torre central possui comprimento de 500 m enquanto que o vão à direita possui 600 m de comprimento. Os diferentes comprimentos de vãos permitem uma melhor identificação das sobretensões estabelecidas nas cadeias de isoladores de cada uma das torres que compõem o trecho de sistema de transmissão, devido aos diferentes tempos de propagação das ondas viajantes. Dessa forma, a definição de diferentes comprimentos de vãos permite uma análise mais clara da influência dos vãos adjacentes à torre alvo da descarga atmosférica, na composição das sobretensões aplicadas aos isoladores. Os dois vãos de linhas das extremidades possuem comprimentos iguais a 10 km, com o intuito de evitar que reflexões indesejadas interferiram nos resultados das sobretensões calculadas. A atenuação e o amortecimento causados pelo efeito corona não foram considerados. No entanto, negligenciar os efeitos causados por corona em resultados de estudos computacionais, conduz a resultados mais conservativos quanto ao cálculo da influência das torres adjacentes, as quais estão mais de 250 m afastadas do local de incidência da descarga, que atinge a torre central do sistema (DATSIOS; MIKROPOULOS; TSOVILLIS, 2014).

As fontes de corrente de descarga atmosférica implementadas computacionalmente e descritas na seção anterior, são conectadas aos cabos de blindagem (nó denominado CABOPR) localizados no topo da torre central, identificada como Torre 2. Este é o ponto de conexão dos cabos de blindagem com a torre central. Dessa forma, a modelagem desenvolvida permite a

realização de diversos estudos, considerando, a influência de diferentes fatores no desempenho de linhas de transmissão quanto ao *backflashover*.

As chaves instaladas entre o nó denominado VTORR1 e os condutores das fases identificados pelos nós VFA1VA, VFB1VA e VFC1VA, da Torre 1, são submetidas à amplitude da sobretensão resultante imposta à cadeia de isoladores de cada fase. Neste sistema, tais chaves são do tipo controlada por *TACS* e são fechadas quando a diferença de potencial existente entre os seus terminais supera a suportabilidade dos isoladores determinada com o uso da curva V-t. A mesma modelagem foi adotada para as Torres 2 e 3.

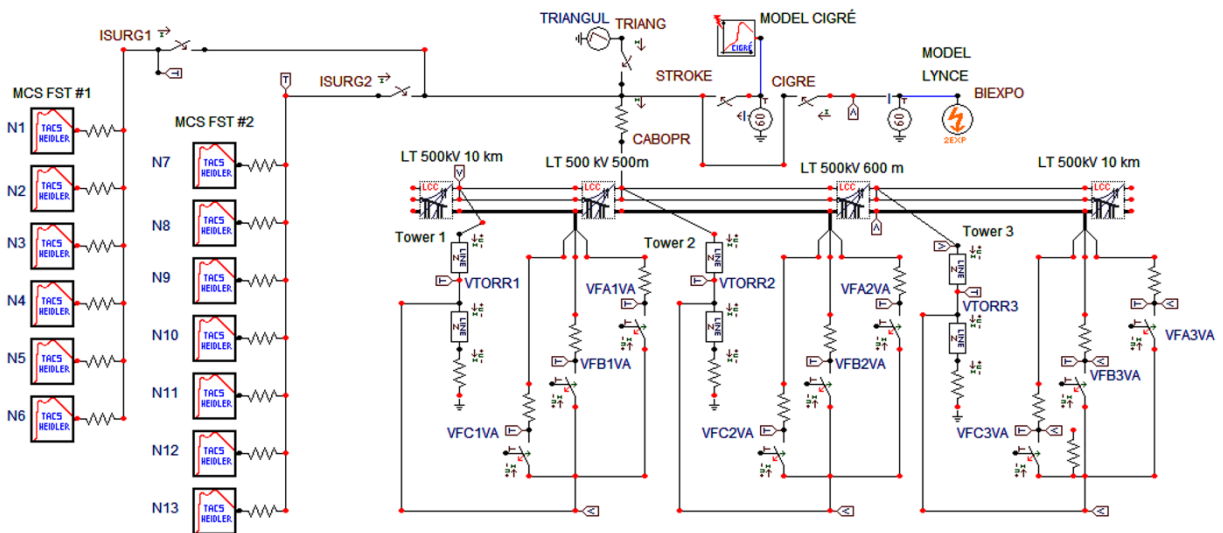


Figura 2.12 – Trecho de sistema de transmissão modelado.

Fonte: Elaborada pelo autor.

### 2.5.3 Modelagem computacional da disrupção utilizando dispositivos *TACS*

A modelagem da disrupção na cadeia de isoladores do trecho de sistema de transmissão analisado foi baseada na curva de suportabilidade TensãoxTempo (HILEMAN, 1999) descrita pela equação (2.22):

$$V(t) = 400 \cdot W + \frac{710 \cdot W}{t^{0,75}} \quad (2.22)$$

Onde:

$V$ : é a tensão aplicada à cadeia de isoladores [kV];

$t$ : é o instante de tempo de ocorrência da disrupção (*time to breakdown*) [ $\mu$ s];

$W$ : é comprimento da cadeia de isoladores [m];

A cadeia de isoladores foi considerada como sendo composta por 24 isoladores do tipo padrão, com comprimento individual de 14,605 cm, resultando no comprimento total de 3,5 m (HILEMAN, 1999).

Como já discutido na seção anterior, a amplitude do surto de tensão ao qual a cadeia de isoladores fica submetida durante a descarga atmosférica foi medida através da ligação de uma chave entre a torre e a fase da linha de transmissão, como pode ser observado na Figura 2.12. Desta forma a diferença de potencial entre os terminais das chaves, representa as sobretensões impostas às cadeias de isoladores de cada fase, durante o surto atmosférico.

Para fins de validação, a curva de suportabilidade implementada empregando-se a equação 2.22 e apresentada na Figura 2.13 (a), foi comparada com a curva TensãoxTempo disponível em (D'AJUZ, 1987), para uma cadeia de isoladores formada por 26 isoladores e representada na Figura 2.13 (b).

Após a correta representação da característica de suportabilidade da cadeia de isoladores empregando-se a curva V-t, procedeu-se ao desenvolvimento de um sistema de controle capaz de representar o fenômeno da disrupção no sistema elétrico simulado. O sistema de controle foi implementado utilizando-se componentes da rotina *TACS* e está mostrado na Figura 2.14. Ressalta-se que nesta figura estão representados três sistemas de controle para modelagem da disrupção, um para cada uma das fases da Torre 1, para fins de detalhamento do seu princípio de funcionamento. Entretanto, este mesmo sistema de controle foi também empregado para as fases das Torres 2 e 3.

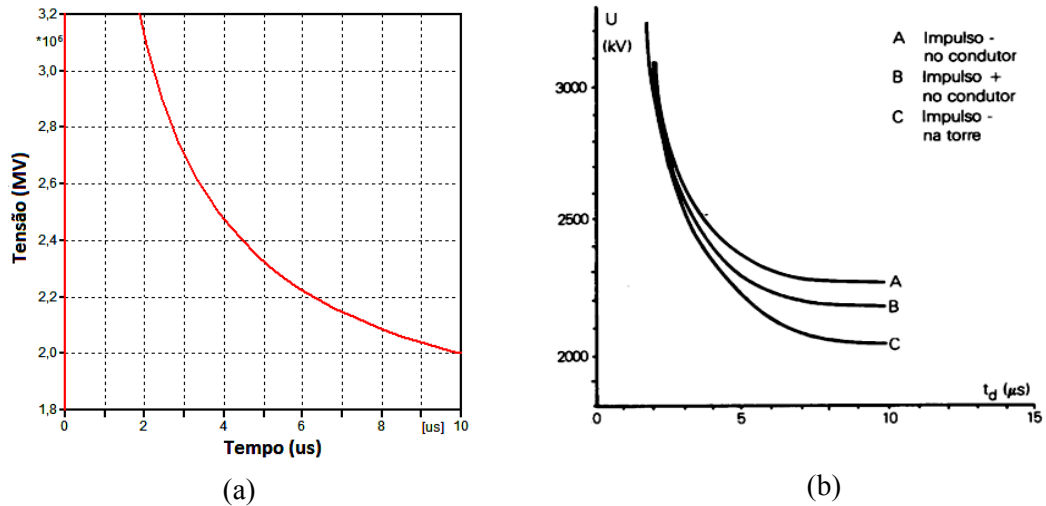


Figura 2.13 - Curvas de suportabilidade das cadeias de isoladores.

(a) Curva V-t implementada no ATPDraw.

(b) Curva V-t para Impulso 1,2 x 50  $\mu$ s obtida para descarga elétrica na torre.

Fonte: Elaborada pelo autor.

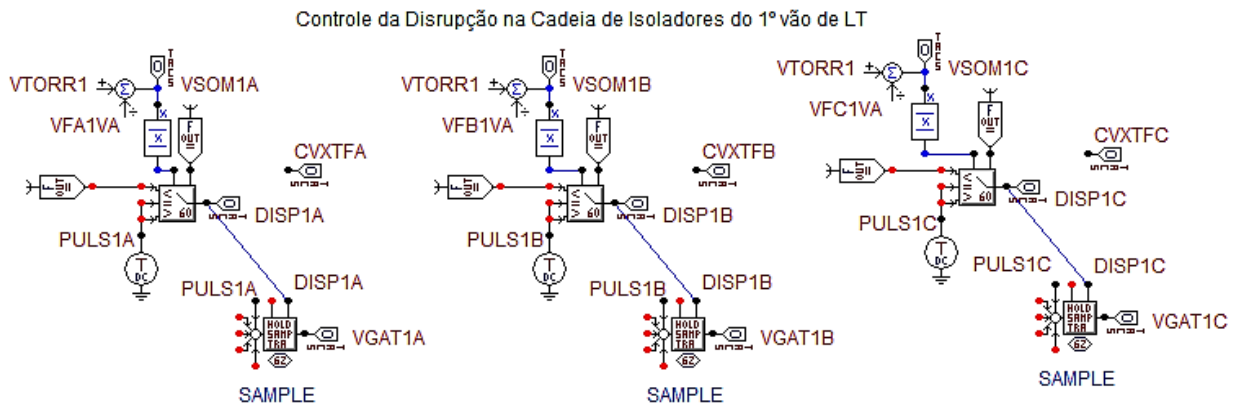


Figura 2.14 - Sistema de controle das chaves da TACS que representam a disrupção sobre as cadeias de isoladores.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Basicamente o sistema de controle da chave da TACS, que representa a disrupção, utiliza a seguinte lógica:

- As sobretensões existentes entre a Torre 1 (VTORR1) e as fases (VFA1VA, VFB1VA e VFC1VA) são aplicadas às entradas de um dispositivo somador, sendo utilizadas para o cálculo das diferenças de potenciais impostas às cadeias de isoladores de cada fase desta torre. O módulo desta sobretensão é então calculado.
- No instante de tempo no qual o módulo da sobretensão torna-se maior ou igual ao ponto (V, t) equivalente na curva de suportabilidade, um comparador gera os pulsos auxiliares (DISP1A, DISP1B e DISP1C) com amplitudes maiores do que zero.

- iii. Os pulsos auxiliares gerados pelos comparadores do passo anterior são aplicados aos dispositivos *Sample&Track*, que registram o instante de tempo em que estes são originados e criam os pulsos de disparo (VGAT1A, VGAT1B e VGAT1C), com amplitude positiva, comandando o fechamento de cada uma das chaves controladas das fases A, B e C, respectivamente, da Torre 1.
- iv. As chaves da *TACS* mostradas no sistema elétrico da Figura 2.12 são controladas pelos pulsos de disparo gerados no passo anterior. Quando os pulsos se tornam positivos ( $> 0$ ), situação na qual a sobretensão na cadeia de isoladores se torna maior ou igual ao respectivo valor na curva V-t, as chaves são fechadas simulando a disrupção. Com os pulsos VGAT1A, VGAT1B e VGAT1C aplicados às chaves das fases A, B e C da Torre 1, ocorre a injeção de corrente de curto-circuito nas fases da linha de transmissão trifásica. Este sistema de controle foi também aplicado às Torres 2 e 3.

## 2.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou, de forma detalhada, os três principais modelos empregados recentemente para representar a forma de onda das correntes de primeiras descargas, a saber:

- i. Forma de onda de corrente de descarga atmosférica do tipo dupla exponencial,  $1,2 \times 50 \mu s$ , baseada na definição geométrica do impulso atmosférico padrão de tensão;
- ii. Formas de onda de correntes de descargas reais registradas em medições realizadas em torres instrumentadas, com formas de onda do tipo pico único e pico duplo;
- iii. Forma de onda de corrente elétrica de descarga de acordo com a metodologia recomendada pelo *CIGRÉ*.

Em seguida foi apresentado o desenvolvimento matemático empregado para implementar modelos computacionais de fontes de corrente apropriados para reproduzir cada uma das três formas de onda de correntes de primeiras descargas consideradas. Os resultados obtidos com o uso dos modelos computacionais criados para atuarem como fontes de corrente de descarga foram confrontados com dados de medições reais e também com o perfil de onda de corrente

recomendado pelo *CIGRÉ*, para fins de validação. A análise dos resultados obtidos demonstrou que os modelos implementados são capazes de reproduzir, com boa precisão, as formas de onda de correntes de primeiras descargas reais, assim como a corrente de descarga com forma de onda dupla exponencial, além do perfil de onda recomendado pelo *CIGRÉ*, sendo apropriadas para a realização de estudos de desempenho elétrico de equipamentos atingidos por descargas atmosféricas.

O capítulo também apresentou as estratégias de modelagem matemática e computacional aplicadas ao desenvolvimento de um sistema especializado para análise de desempenho elétrico de linhas de transmissão submetidas a sobretensões atmosféricas passíveis de provocar a ocorrência de *backflashover*. Foram descritas as características elétricas e geométricas de cada um dos componentes do trecho de sistema de transmissão sob análise: condutores das fases, cabos para-raios, torres, cadeias de isoladores e resistência de aterramento. O fenômeno da disrupção ao longo das cadeias de isoladores foi representado por meio de uma chave do tipo controlada por *TACS*, instalada entre o ponto da torre equivalente a 2/3 de sua altura total, e os condutores fase. Cada chave é comandada por um pulso de controle criado pelo sistema de controle que representa a disrupção de cada fase. Este sistema de controle comanda o fechamento da chave no instante de tempo no qual a sobretensão imposta à chave atinge o valor de tensão disruptiva determinado pela curva V-t. A implementação do sistema de controle que representa a disrupção foi baseado na curva de suportabilidade elétrica padrão para isoladores.

Além disso, o sistema de controle implementado permite identificar o instante de tempo no qual ocorre a disrupção, a amplitude de sobretensão que produz a disrupção por *backflashover* e qual a cadeia de isoladores que foi alvo de disrupção.

Outra análise possível é a avaliação do desempenho do sistema de transmissão em função do valor da resistência de aterramento da torre atingida pela descarga e também das torres adjacentes. A influência dos comprimentos dos vãos adjacentes à torre atingida pela descarga elétrica também pode ser investigada quanto às suas contribuições individuais na composição das sobretensões que causam o *backflashover*.

Ressalta-se que a modelagem computacional desenvolvida permite a realização de análises de sensibilidade, proporcionando o estudo e a avaliação dos principais fatores determinantes para um bom desempenho elétrico das linhas de transmissão quanto ao *backflashover*. Nesse sentido, pode-se avaliar a influência da forma de onda de corrente de primeiras descargas representadas seguindo as recomendações do *IEEE* e do *CIGRÉ* e também

empregando a função dupla exponencial, além de permitir a reprodução das formas de onda de correntes elétricas registradas em medições de descargas reais.

## ***CAPÍTULO III***

# ***SUORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES SUBMETIDOS A SOBRETENSÕES IMPULSIVAS COM FORMAS DE ONDA TÍPICAS***

### ***3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS***

A suportabilidade elétrica a impulso atmosférico é tradicionalmente especificada por meio do uso do *CFO* (*Critical Flashover Overvoltage*). No caso de sistemas de isolação elétrica auto-recuperantes, como o arranjo isolante que foi investigado neste capítulo, o *CFO* corresponde ao valor de pico da onda impulsiva padrão de tensão que, ao solicitar o isolador, representa uma probabilidade de 50% de ocorrência de disrupção. Portanto, quando a isolação fica submetida a tensões impulsivas padronizadas com valor de pico igual ao *CFO* ocorrerá disrupção em metade do número de impulsos aplicados. À luz deste conceito, a suportabilidade elétrica a impulso atmosférico pode ser descrita estatisticamente por uma distribuição gaussiana cumulativa tendo um valor médio igual ao *CFO*, conforme representado na Figura 3.1. O desvio padrão associado fica compreendido entre 1% e 3% do valor do *CFO*. Na Figura 3.1, o nível básico de isolamento (*BIL-Basic Impulse Lightning Level*) estatístico representa o valor de crista do impulso atmosférico padrão para o qual a isolação exibe uma probabilidade de 90% de suportabilidade e a consequente probabilidade de 10% de ocorrência de falha.

---



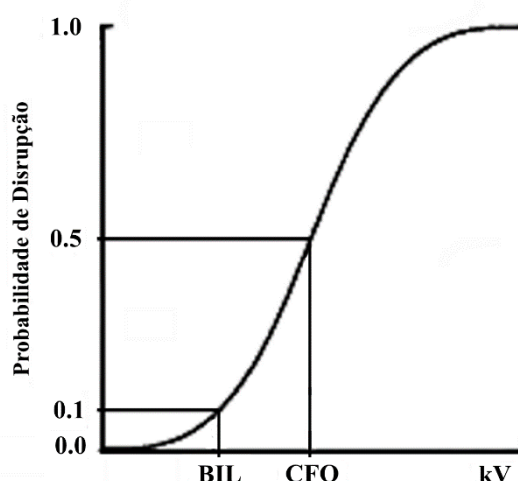


Figura 3.1 – Característica da suportabilidade elétrica para isolações auto regenerativas.  
Fonte: Adaptado de (HILEMAN, 1999).

O valor do *CFO* é tradicionalmente estabelecido com o emprego do método de acréscimos e decréscimos (*up and down*) (HILEMAN, 1999, p. 14). O procedimento experimental para execução do método *up and down* consiste nos seguintes passos:

- i. Selecionar um valor inicial estimado para o *CFO*, considerando o arranjo isolante e os valores de tensão disruptiva observados com a aplicação de impulsos preliminares.
- ii. Aplica-se um disparo com amplitude da tensão igual ao valor do *CFO* estimado. Caso ocorra a disrupção, reduz-se o valor da tensão em 3% e realiza-se um novo disparo. Caso não ocorra disrupção, aumenta-se a tensão em 3% e realiza-se novo disparo.
- iii. Este procedimento é mantido por até 50 disparos até a obtenção do valor do *CFO*. Como critério de confiabilidade do valor do *CFO* obtido nos testes *up and down* foi utilizado o desvio padrão dos valores de tensão disruptiva observados nos testes de impulso. Dessa forma, o teste é finalizado quando o valor do *CFO* obtido exiba um valor de desvio padrão inferior a 1,3%.

Além do simples uso do *CFO*, a característica de suportabilidade de isoladores pode ser descrita de forma mais ampla através do levantamento da curva tensão-tempo. A curva V-t (*Voltage-Time curve ou time-lag curve*) é formada por um conjunto de pares de pontos constituídos pelos valores máximos de tensão impulsiva padrão aplicada e

pelos instantes de tempo de ocorrência da disrupção, observados durante a realização de ensaios com impulso atmosférico aplicado à isoladores para caracterização da suportabilidade elétrica.. O procedimento experimental para o levantamento da curva V-t consiste na aplicação sucessiva de tensões impulsivas com amplitudes gradativamente crescentes, registrando-se os instantes de tempo de disrupção. Tais curvas são universalmente obtidas com aplicação de tensões impulsivas com forma de onda padrão aplicadas a arranjos isolantes auto-recuperantes. A Figura 3.2 apresenta uma curva V-t típica extraída de Hileman (1999, p.16). Pode-se observar que a curva V-t tende a ficar plana próximo ao instante de tempo de 16  $\mu$ s. O valor assintótico da curva é igual ao *CFO*. Para isoladores de ar, o valor do *CFO* ocorre próximo ao instante de tempo de 16  $\mu$ s. Podem ocorrer disrupções para instantes de tempo superiores a este, mas o valor de pico da tensão de impulso é aproximadamente igual ao valor de pico da tensão para o instante de tempo de 16  $\mu$ s, que é o *CFO*.

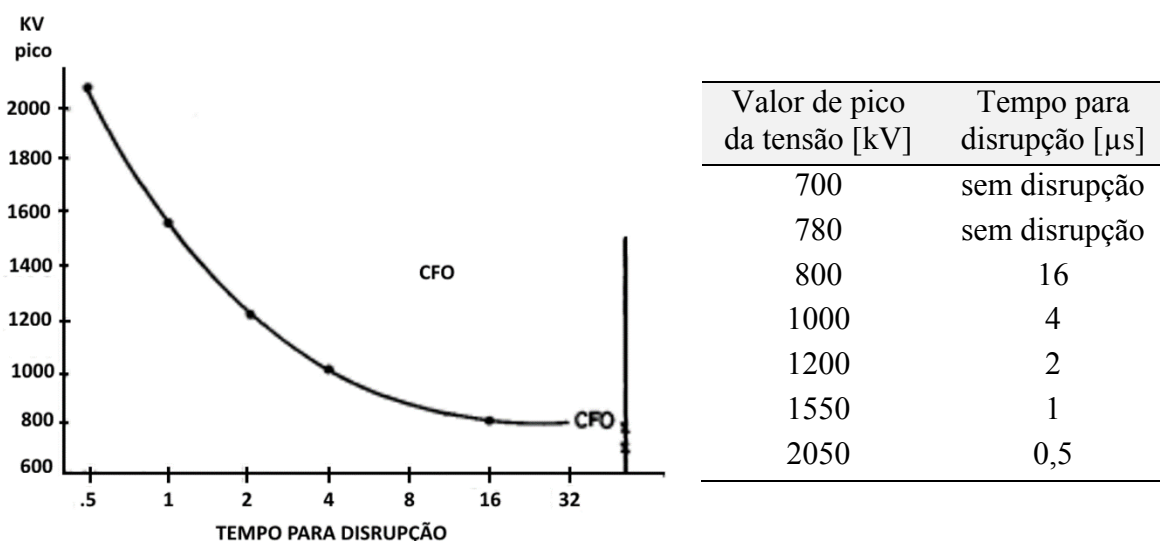


Figura 3.2 – Exemplo de curva tensão-tempo.  
Fonte: adaptado de (HILEMAN, 1999).

Segundo Hileman (1999, p. 67) as curvas tensão-tempo podem variar significativamente em função da configuração do *gap* sob investigação. Como exemplo, cita-se os casos de arranjos isolantes cuja configuração se aproxima de um *gap* com campo elétrico uniforme, nos quais a curvatura da curva tensão-tempo mostra-se menos pronunciada, ou seja, a curva apresenta-se mais plana. Contrariamente, para arranjos isolantes cujo comportamento se assemelha ao

observado em um *gap* com campo elétrico não uniforme, a curvatura se torna mais acentuada para instantes de tempo curtos.

O projeto de coordenação de isolamento tradicionalmente utiliza o valor do *CFO* e a curva tensão-tempo para a especificação de arranjos isolantes. No entanto, esta metodologia de projeto baseada somente nestes dois parâmetros não leva em consideração a grande variedade de formas de onda de sobretensões que podem ser produzidas pela incidência de descargas atmosféricas. A aleatoriedade das características físicas das descargas atmosféricas associada à diversidade de componentes dos sistemas elétricos são determinantes para a ocorrência de uma grande variedade de perfis de tensões às quais os isoladores ficam submetidos. Outra limitação de elevada importância é o fato de que a curva tensão-tempo utilizada para o projeto de coordenação de isolamento não associa os valores instantâneos de tensão com os seus respectivos instantes de tempo de disrupção, uma vez que registra os valores de pico dos impulsos aplicados.

Em 1941, Hagenguth foi o primeiro a chamar a atenção para o fato de que a simples utilização da curva V-t não era apropriada para determinar, com exatidão, a suportabilidade de isoladores solicitados por tensões impulsivas não padronizadas (HAGENGUTH, 1941). Posteriormente, resultados de estudos futuros, demonstrariam que a forma de onda padrão para impulso atmosférico seria capaz de representar apenas uma classe particular de sobretensões atmosféricas, mais especificamente, a forma de onda de sobretensões que após percorrerem um longo trecho de linha de transmissão, sob influência do efeito corona, atingem as subestações efetivamente blindadas (DARVENIZA; VLASTOS, 1988).

Portanto, a questão central envolvia a necessidade de desenvolvimento de um método capaz de realizar avaliações confiáveis acerca da suportabilidade de isoladores submetidos ao estresse elétrico causado por tensões impulsivas, com formas de onda diferentes da onda padronizada, visto que os dados disponíveis por meio da utilização da característica tensão-tempo são obtidos com a aplicação de tensões impulsivas padronizadas. A forma de onda do tipo 1,2x50  $\mu$ s foi adotada como padrão para a realização de testes a impulso atmosférico, sendo empregada para caracterizar a suportabilidade do sistema de isolação, dos equipamentos que o compõem e também determinar os níveis seguros de sobretensões suportáveis pelos dispositivos de proteção. A adoção de uma forma de onda padronizada para a realização de testes a impulso atmosférico foi de fundamental importância no processo de estabelecimento de normalização tanto entre os laboratórios de ensaios de alta tensão quanto entre os fabricantes de isoladores. Entretanto, ressalta-se ainda que os resultados obtidos com ensaios utilizando a forma

de onda do impulso atmosférico padrão não levam em consideração se o elemento isolante é líquido, gasoso ou uma combinação destes, ou ainda, se a classe de tensão do sistema é de 220 kV (HV), 275-750 kV (EHV) ou superior a 800 kV (UHV) (DARVENIZA; VLASTOS, 1988). Em consequência, não se comete erro ao afirmar que o impulso padrão para testes de isolamento não considera o processo físico envolvido na formação da descarga disruptiva.

Alguns anos mais tarde, o trabalho de (MILLER et al., 1990) sobre os efeitos de ondas de tensão com frente íngreme e de curta duração em componentes dos sistemas de distribuição de energia elétrica, chamou a atenção da comunidade científica internacional sobre a necessidade de uma investigação analítica destes fenômenos transitórios no intuito de mitigar seus impactos no desempenho do sistema de isolação elétrica.

Nesse contexto, este capítulo apresenta os resultados de uma investigação da suportabilidade de isoladores submetidos a tensões com formas de onda padronizada e não padronizadas. Foram realizados ensaios com impulsos atmosféricos para determinação da tensão de descarga a 50% (ABNT NBR-5049) em arranjos isolantes tipicamente empregados em sistemas de transmissão de energia, solicitados tanto por tensões impulsivas com forma de onda padrão quanto por tensões impulsivas com formas de onda típicas, produzidas pela incidência de descargas atmosféricas. Além do uso da curva V-t empregada para ondas padronizadas, a suportabilidade dos arranjos ensaiados também foi caracterizada empregando-se métodos mais apropriados para os casos com sobretensões não padronizadas, tais como o método de efeito disruptivo e o modelo de progressão do líder.

## ***3.2 LEADER PROGRESSION MODEL - LPM***

### ***3.2.1 Modelos clássicos de LPM***

O modelo de progressão do líder surgiu como resposta à necessidade de estimativa do CFO para tensões impulsivas com formas de onda não padronizadas. Os modelos de progressão de líder tem sido largamente empregados (DELLERA; GARBAGNATI, 1990a e 1990b) em estudos para análise e investigação das descargas atmosféricas e de seus efeitos nos sistemas

elétricos. O *LPM* está intrinsecamente baseado na modelagem do processo físico da disrupção conforme ilustrado na Figura 3.3.

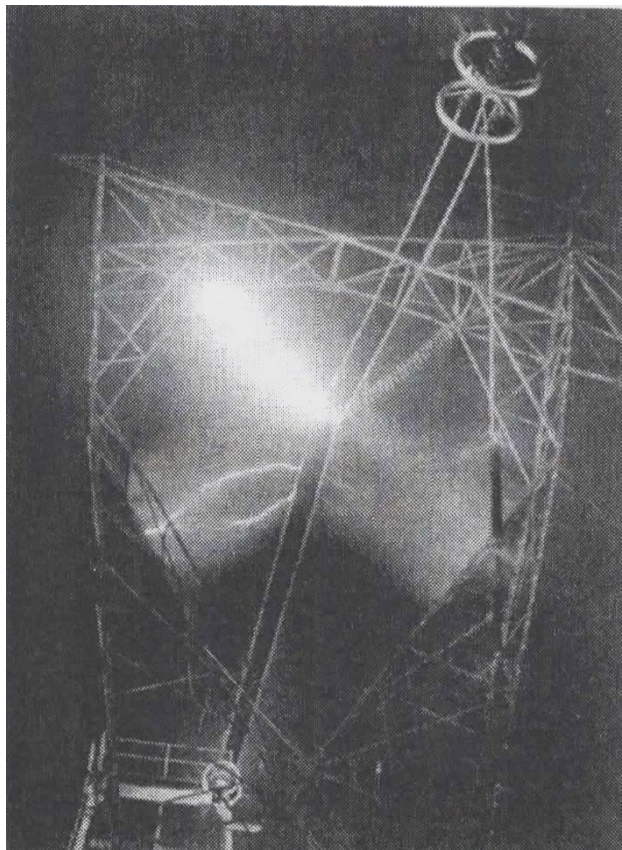


Figura 3.3 - Descrição do processo de disrupção utilizado pelo *LPM*.  
Fonte: Extraída de (HILEMAN, 1999, p. 77).

O mecanismo de disrupção é composto por três fases conhecidas como estágio de *corona*, estágio de canal ou *streamer* e estágio de propagação do líder ou descarga (PIGINI, 1989). A Figura 3.3 apresenta um registro fotográfico destas três etapas durante a realização de testes de suportabilidade a impulso atmosférico aplicados a uma cadeia de isoladores em V, instalados em uma estrutura metálica típica de torres de linhas de transmissão. O processo de descarga elétrica é iniciado com o crescimento da tensão durante a frente de onda do impulso. Ao atingir um primeiro limiar de tensão, tem início a emissão de canais de corona na região entre eletrodos, produzindo um efeito similar ao de uma cascata de água, conforme pode ser observado à direita da Figura 3.3. O estágio de corona não consiste na disrupção propriamente dita podendo ser compreendido como o precursor ao estágio de disrupção. Com o crescimento dos canais de corona, ocorre a modificação do campo elétrico não uniforme do seu caminho em uma região

com campo elétrico mais uniforme, estabelecendo o ambiente eletromagnético propício para a próxima etapa da disrupção, que é o estágio de canal. À medida que o impulso de tensão eleva-se acima da tensão de início de corona, um segundo limiar de tensão é atingido, iniciando então o canal a partir do eletrodo com polaridade positiva. Este canal viaja a velocidades crescentes em direção ao terminal aterrado da torre, como pode ser observado na parte inferior esquerda da Figura 3.3. Quando este canal atinge a metade do comprimento do *gap*, um segundo canal inicia sua propagação a partir do lado aterrado da torre. Esses dois canais continuam sua propagação em direções opostas até o momento em que se conectam. A fase de propagação do *streamer* é completada quando este percorre todo o comprimento do *gap* ou do arranjo isolante. Neste instante de tempo, o gradiente médio de tensão aplicado ao isolante torna-se maior ou igual ao valor do campo elétrico crítico ( $E_{50}$ ). Em seguida, tem início a fase de propagação do líder, conforme pode ser observado na parte superior esquerda da Figura 3.3. O líder inicia a propagação a partir de um ou mesmo dos dois eletrodos, imediatamente após os *streamers* cruzarem todo o comprimento de ar do isolante.

Considerando-se o mecanismo de disrupção descrito acima, o método *LPM* pode ser compreendido por meio da análise de um *gap* de espaçamento ( $d$ ) submetido a um impulso de tensão  $u(t)$ , como observado na Figura 3.4. No momento em que o gradiente de potencial supera o valor do campo elétrico crítico ( $E_{50}$ ), os *streamers* cruzam toda a extensão do *gap*, e o líder inicia a sua propagação. A Figura 4.4 ilustra o comprimento ( $x$ ) do líder ao longo do espaçamento de ar, em função da tensão elétrica ( $u(t)$ ) aplicada e da velocidade de propagação ( $v$ ) da onda eletromagnética. À medida que o líder desenvolve-se, a amplitude de tensão aplicada ao *gap* aumenta, e a distância da ponta do líder até o eletrodo aterrado diminui, resultando na elevação do gradiente de potencial através do comprimento do *gap* que ainda não foi percorrido pelo líder ( $x$ ). Devido ao aumento do gradiente de potencial, a velocidade do líder também aumenta até o momento no qual o líder atinge o eletrodo aterrado e a descarga ocorre.

Portanto, o método *LPM* consiste na determinação da velocidade instantânea do líder, em cada passo de integração da simulação, a partir do cálculo comprimento atual do líder ( $L$ ). Este valor é subtraído do valor do comprimento total do *gap* ( $d$ ), para encontrar o comprimento restante do *gap* ( $x$ ), ainda não percorrido pelo líder. É importante destacar que a disrupção ocorre quando um líder cruza todo o comprimento do *gap* ou um líder propagando-se a partir de um terminal, encontra-se próximo ao centro do *gap*, com um segundo líder que se propagou a partir do terminal oposto.

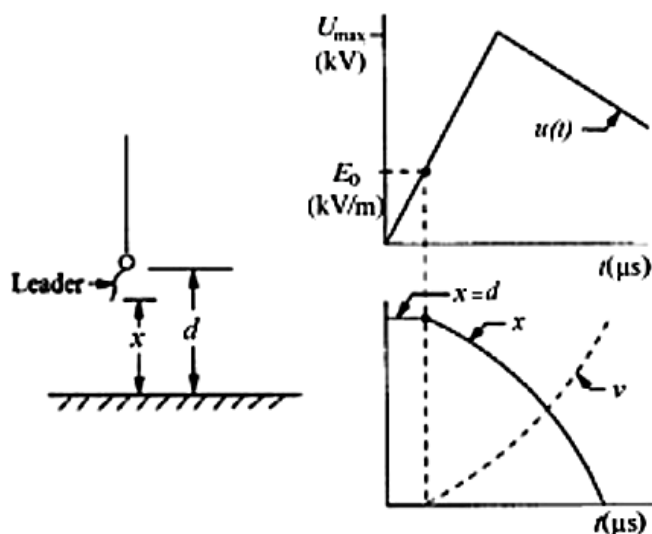
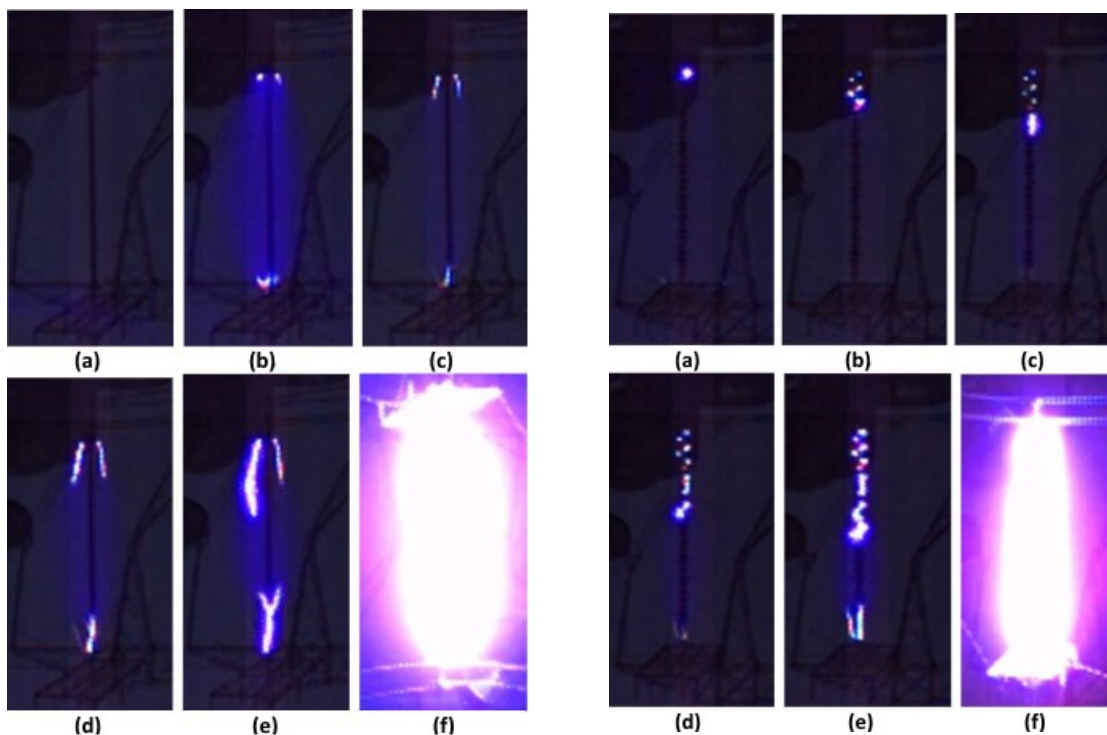


Figura 3.4 – Desenvolvimento do líder durante o processo de disrupção utilizado pelo *LPM*.  
Fonte: Adaptado de (DALIBOR et al., 2012).

A Figura 3.5 apresenta dois registros do processo de formação do líder, durante a ocorrência de disrupção em cadeia de isoladores típicos de sistemas de 500 kV.



(a) Caso 1: Isoladores compostos

(b) Caso 2: Isoladores de porcelana

Figura 3.5 – Processo típico de disrupção em cadeias de isoladores em tensões de 500 kV. (a) Caso 1- isoladores de compostos à esquerda:  $t=0 \mu s$ . (b) Caso 2 - isoladores de porcelana à direita:  $t=2,31 \mu s$ . (c)  $t=4,62 \mu s$ . (d)  $t=6,93 \mu s$ . (e)  $t=9,24 \mu s$ . (f)  $t=11,55 \mu s$ .

Fonte: Extraída de (WANG; YU; HE, 2014)



Neste trabalho foram utilizados os métodos *LPM* propostos por (CIGRÉ, 1991) e também por (WANG; YU; HE, 2014), ambos baseados na equação (3.1), recomendada para o cálculo da velocidade de propagação do líder. Tais métodos foram selecionados por serem baseados em resultados obtidos em ensaios de isoladores do tipo pino-concha (*cap and pin*) submetidos a tensões impulsivas atmosféricas com formas de onda padronizada e não padronizadas.

$$dL/dt = k_L \cdot V \cdot [V/(D - L) - E_{50}] \quad (3.1)$$

Onde:

***L***: é o comprimento do *líder* [m];

***D***: é o comprimento total da cadeia de isoladores [m];

***V***: é o valor instantâneo da tensão aplicada à cadeia de isoladores [kV];

***E<sub>50</sub>***: é o valor do campo elétrico crítico [kV/m];

***k<sub>L</sub>***: é uma constante dependente do tipo de arranjo isolante conhecida como fator de *gap*.

Embora estes dois métodos *LPM* utilizem a mesma equação para o cálculo da velocidade de propagação do líder, as constantes empíricas (*E<sub>50</sub>* e *k<sub>L</sub>*) possuem valores distintos para cada modelo. A Tabela 3.1 resume os valores das constantes características propostos para cada método *LPM*.

TABELA 3.1: VALORES DAS CONSTANTES CARACTERÍSTICAS PARA OS MÉTODOS *LPM* PROPOSTOS POR CIGRÉ E WANG ET AL.

Arranjo isolante / Polaridade	GIGRÉ		WANG et al.	
Isoladores Pino-concha (+)	<i>k<sub>L</sub></i> <sup>a</sup>	<i>E<sub>50</sub></i> <sup>b</sup>	<i>k<sub>L</sub></i> <sup>a</sup>	<i>E<sub>50</sub></i> <sup>b</sup>
	1,2	520	2900	580
Isoladores compostos ou do tipo pilar/haste longa (+)	<i>k<sub>L</sub></i>	<i>E<sub>0</sub></i>	<i>k<sub>L</sub></i>	<i>E<sub>0</sub></i>
	0,8	600	1500	620
Isoladores Pino-concha (-)	<i>k<sub>L</sub></i>	<i>E<sub>0</sub></i>	<i>k<sub>L</sub></i>	<i>E<sub>0</sub></i>
	1,3	600	2500	640
Isoladores compostos ou do tipo pilar/haste longa (-)	<i>k<sub>L</sub></i>	<i>E<sub>0</sub></i>	<i>k<sub>L</sub></i>	<i>E<sub>0</sub></i>
	1	670	1300	570

Fonte: Adaptado de (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2016).

Nota: <sup>a</sup> *k<sub>L</sub>* expresso em [m<sup>2</sup>/(kV<sup>2</sup>.s)]; <sup>b</sup> *E<sub>50</sub>* expresso em [kV/m].



Importa destacar que os parâmetros para as constantes empíricas do método *LPM* são dependentes da configuração do arranjo isolante e também da polaridade do impulso de tensão que solicita o dielétrico. O *CIGRÉ* afirma que o método é de aplicação geral, independentemente do tipo ou do comprimento do arranjo isolante e da forma de onda da tensão aplicada. O *LPM* recomendado pelo *CIGRÉ* é claramente baseado no método *LPM* proposto por (PIGINI et al., 1989), incorporando tanto os valores recomendados para o fator de *gap* quanto a equação para determinação do valor do campo elétrico crítico. O método *LPM* proposto por PIGINI (1989) foi baseado em resultados de testes com arranjos isolantes compostos por *gaps* de ar com eletrodos do tipo haste-haste e haste-plano, com comprimentos entre 1 e 4 metros, além de uma cruzeta condutora com isoladores e comprimento de 3,36 metros. Estes arranjos isolantes foram submetidos a diferentes tipos de tensões de teste, com formas de onda  $(0,3 - 1,4) \times (18 - 1750) \mu s$ , considerando diferentes valores de *overshoot*. Já o método *LPM* proposto por (WANG; YU; HE, 2014) utilizou resultados obtidos com cadeias de isoladores instaladas em linhas de transmissão em níveis de tensão em 500 kV, 220 kV e 110 kV. Os arranjos isolantes abrangeram comprimentos entre 0,95 m e 4,15 m, submetidos a tensões impulsivas com cauda curta contidas dentro de uma faixa de tempos de frente e de cauda iguais a  $(1,1-1,45) \times (6,5-15,7) \mu s$ , baseadas em dados de medições locais. Por sua vez, o método *LPM* de WANG (2014) utiliza o critério proposto por MOTOYAMA (1996) para calcular o instante de tempo que marca o fim da fase de *streamer* e o início da fase de *líder*, conforme mostrado na equação (3.2). Neste instante de tempo o gradiente de potencial aplicado ao *gap* atinge o valor do campo elétrico crítico ( $E_{50}$ ).

$$\frac{1}{T_s} \cdot \int_0^{T_s} U(t) \cdot dt > k_1 \cdot D + k_2 \quad (3.2)$$

Onde:

**$T_s$ :** é o instante de tempo de conclusão da fase *streamer* [m];

**$D$ :** é o comprimento total da cadeia de isoladores [m];

**$U(t)$ :** é o valor instantâneo da tensão aplicada ao comprimento restante do *gap*. [kV];

**$k_1$  e  $k_2$ :** são constantes dependentes do tipo de arranjo isolante.

A aplicação da equação (3.2) permite considerar o impacto da forma de onda de tensão de impulso. Os valores das constantes  $k_1$  e  $k_2$  para o cálculo do tempo de conclusão da fase *streamer* para o *LPM* WANG (2014) estão resumidos na Tabela 3.2.

TABELA 3.2: CONSTANTES PARA O CÁLCULO DO INSTANTE DE CONCLUSÃO DA FASE DE STREAMER PARA O LPM DE WANG ET AL (2014).

Categoria do arranjo isolante	$k_1^a$	$k_2^b$
Isoladores compostos, impulso negativo	500	140
Isoladores compostos, impulso positivo	360	290
Isoladores porcelana, impulso negativo	490	90
Isoladores porcelana, impulso positivo	430	190

Fonte: Adaptado de (WANG; YU; HE, 2014)

Nota: <sup>a</sup>  $k_1$  expresso em [kV/m]; <sup>b</sup>  $k_2$  expresso em [kV].

Pesquisadores internacionais com reconhecida reputação propuseram diferentes equações para o cálculo da velocidade de propagação do *líder*, com base em resultados experimentais considerando diferentes fatores que influenciam a suportabilidade elétrica de arranjos isolantes. Sendo assim, cada modelo *LPM* foi proposto com base em resultados obtidos com diferentes configurações e comprimentos dos arranjos isolantes, tipos distintos de isoladores, além de diferentes tensões impulsivas com formas de onda não padronizadas. (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2016). No entanto, alguns dos principais métodos *LPM* desenvolvidos por (WAGNER; HILEMAN, 1960), (PIGINI et al. 1989) e (MOTOYAMA, 1996) foram baseados em ensaios com tensão impulsiva aplicada a *gaps* de ar considerando as configurações ponta-ponta e ponta-plano. Dessa forma, a aplicabilidade de tais modelos é limitada, não apresentando boa precisão na reprodução da curva V-t de arranjos formados por isoladores compostos, de fibra de vidro ou porcelana tipicamente empregados em sistemas de distribuição e de transmissão de energia elétrica.

Diante do exposto, foi então criado um novo componente, utilizando o software *ATPDraw*, com a finalidade de representar, com maior exatidão, o processo físico de estabelecimento do arco elétrico ao longo do perímetro das cadeias de isoladores ao serem sujeitas às sobretensões com formas de onda não padronizadas. Tal aprimoramento consistiu na programação de um *model*, utilizando a linguagem *MODELS* do *ATP*, com o objetivo de realizar a predição da curva V-t de arranjos isolantes empregando o modelo de progressão de líder. A

Figura 3.6 apresenta o ícone gráfico do componente criado. Este novo componente *LPM* permite a aplicação tanto do *LPM* recomendado pelo *CIGRÉ* (1991) quanto do *LPM* proposto por WANG et al. (2014), ambos considerados neste trabalho. O *LPM* *CIGRÉ* foi escolhido por ser recomendado para aplicação geral independente do comprimento do *gap* e das formas de onda de tensões impulsivas de teste. Já o *LPM* WANG foi selecionado por ser baseado em arranjos isolantes formados por isoladores de porcelana e isoladores compostos, com diferentes comprimentos, típicos para linhas de transmissão operando em 110 kV, 220 kV e 500 kV.

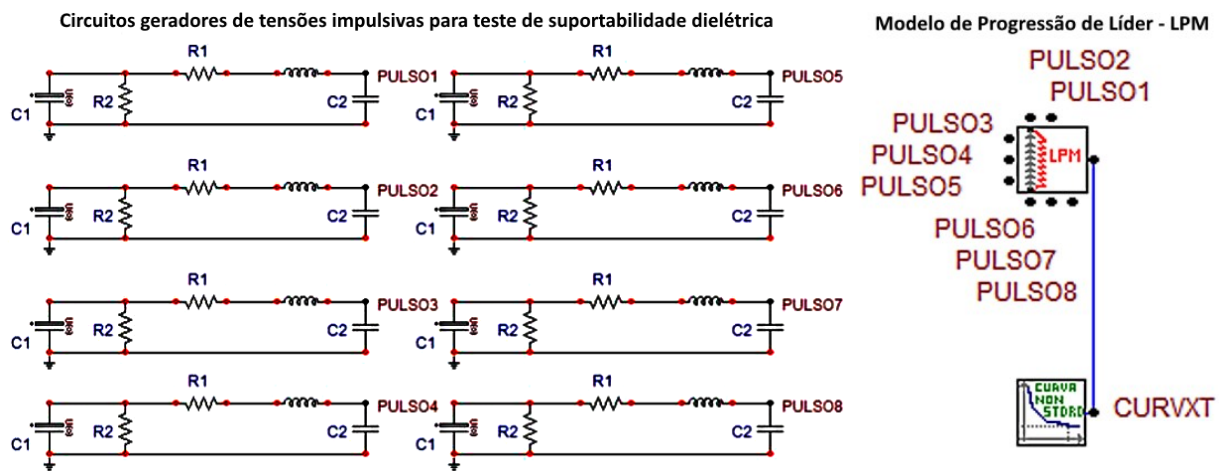


Figura 3.6 – Model criado para implementar o método *LPM* (*Leader Progression Model*).

Fonte: Elaborada pelo autor.

A entrada de dados é feita pelo usuário por meio dos campos da aba *Attributes* do *model LPM*, acessada por meio de um duplo clique sobre o ícone correspondente na área de trabalho do *ATPDraw*, conforme mostrado na Figura 3.7. O usuário deve informar o valor do campo elétrico disruptivo crítico [ $E_{50}$ ], em volts, o valor do fator de *gap* [ $k_L$ ] em função do arranjo isolante considerado [em  $m^2/(kV^2.s)$ ] e o comprimento total [ $D$ ] da cadeia de isoladores, em metros. No campo *Model file* é carregado o arquivo de programa, escrito em linguagem *Models/ATP*, que executa o cálculo do *LPM* recomendado pelo *CIGRÉ* (1991) ou por Wang (2014). O componente *LPM* recebe oito impulsos de tensão com a mesma amplitude e forma de onda dos impulsos aplicados no teste de suportabilidade a impulso atmosférico, que devem ser aplicados aos nós identificados por PULSO1 até PULSO8, conforme mostrado na Figura 3.6.

DATA	VALUE
E50	718438
KL	1.2
D	0.292

NODE	PHASE	NAME
PULSO1	1	
PULSO2	1	
PULSO3	1	
PULSO4	1	
PULSO5	1	
PULSO6	1	
PULSO7	1	
PULSO8	1	

Order: 0 Label:

Comment:

Models

Model file: C:\ATP\project\usps\LPM.mo Browse... Use As: LPM

☐ Hide ☐ Lock

OK Cancel Help

Figura 3.7 - Parâmetros definidos pelo usuário para utilização do modelo *LPM* implementado no *ATPDraw*.

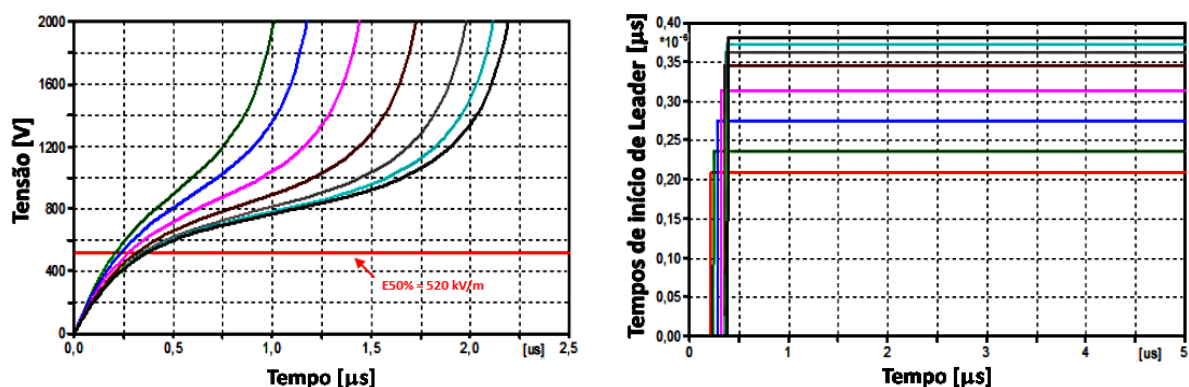
Fonte: Elaborada pelo autor.

O componente *LPM* submete o *gap* informado pelo usuário a cada um dos oito impulsos de tensão ligados aos seus nós. Então, em cada passo de integração, o gradiente médio de tensão ao qual a cadeia de isoladores está submetida é calculado e comparado com o valor de campo elétrico crítico ( $E_{50}$ ), por meio da equação (3.1), para determinar o atual comprimento e a velocidade do *líder*. Este procedimento prossegue até o instante de tempo em que o *líder* cruza todo o espaçamento de ar do *gap*, ocorrendo a disrupção. Este instante de tempo é então registrado. Desta forma, o componente *LPM* faz a predição dos tempos de disrupção provocados pelos impulsos aplicados no ensaio com tensão impulsiva. Um segundo *model* chamado *CURVXT* e localizado logo abaixo do componente *LPM* mostrado na Figura 3.6, foi desenvolvido para plotar a curva V-t prevista pelo *LPM*. Este *model* recebe os valores das amplitudes máximas das tensões impulsivas aplicadas aos nós do componente *LPM* e os valores de tempo de disrupção previstos pelo *LPM*, plotando a curva V-t para o arranjo ensaiado. O nó denominado *CURVXT* fornece a curva V-t prevista pelo método *LPM*. Para tanto, este *model* traça segmentos de retas ligando cada um dos pontos (V, t) previstos pelo método *LPM*, utilizando a equação geral da reta e método de interpolação simples.

### 3.2.2 Proposta de LPM CIGRÉ Adaptado

Além dos dois modelos LPM descritos na seção 3.2.1, este trabalho também propôs uma adaptação ao procedimento de cálculo do *LPM CIGRÉ*, considerando um terceiro modelo de LPM CIGRÉ Adaptado nos resultados apresentados. Esta adaptação proposta foi baseada na comparação dos tempos de ruptura previstos pelo *LPM CIGRÉ* com os tempos de ruptura registrados experimentalmente. Nos casos aqui investigados, o *LPM CIGRÉ* previu tempos de ruptura muito inferiores aos valores observados experimentalmente. Tal fato está associado ao tempo de conclusão da fase de *streamer* e de início da fase de propagação do *líder*, determinado pelo procedimento de cálculo do *LPM CIGRÉ*. Observou-se que o instante de tempo de início da fase de propagação do *líder* ocorre muito cedo, permitindo que o *líder* complete toda a sua trajetória ao longo do comprimento do *gap* em um intervalo de tempo muito curto. Dessa forma, o *LPM CIGRÉ* determina a ocorrência de disrupções em intervalos de tempo muito pequenos quando comparados aos intervalos de tempo registrados nos ensaios.

A fase de propagação do *líder* é iniciada no instante de tempo em que o gradiente médio de tensão fica maior ou igual ao gradiente crítico de tensão. O *LPM CIGRÉ* adota um valor de gradiente crítico de tensão constante e igual a 520 kV/m. Este valor de gradiente de tensão é rapidamente atingido tanto por tensões impulsivas com formas de onda padronizada quanto não padronizadas, dando início à fase de propagação do *líder*. A Figura 3.8 ilustra de forma gráfica os gradientes de potencial elétrico criados por tensões impulsivas com formas de onda padronizadas e os respectivos instantes de tempo de início da fase de propagação do *líder*, no momento em que o gradiente crítico de potencial é ultrapassado.



a. Gradientes de potencial elétrico produzidos por tensões impulsivas padronizadas.

b. Instantes de tempo de início da fase de propagação do leader.

Figura 3.8: Análise do procedimento de cálculo do *LPM CIGRÉ* para fases de *streamer* e de *leader*  
Fonte: Elaborada pelo autor.

Portanto, pode-se inferir que o limiar de gradiente crítico de potencial recomendado pelo *CIGRÉ* constitui-se em valor abaixo do valor real, ou seja, próprio do arranjo isolante ensaiado, formado por dois discos de vidro. Nesse contexto, iniciou-se uma investigação acerca do valor do gradiente crítico de tensão recomendado para o *LPM CIGRÉ* à luz dos tempos de disrupção registrados experimentalmente. Adicionalmente, investigou-se o valor do fator de *gap* associado ao gradiente crítico de tensão. A adaptação proposta foi fundamentada no trabalho de Pignini et al. (1989), considerado como modelo base para o *LPM CIGRÉ*. Pignini et al. (1989) afirmou que o gradiente médio de tensão disruptiva a 50% de probabilidade de disrupção permanece constante e igual a 520 kV/m para um arranjo haste-plano e tensões com polaridade positiva, independente do espaçamento do *gap*, como pode ser observado na Figura 3.9.

Uma segunda constatação advinda dos resultados de testes conduzidos por Pignini et al. (1989) é que a presença de isoladores pode alterar o processo de descarga tornando-o diferente do processo ocorrido em *gaps* de ar. Tal peculiaridade torna necessária a representação do gradiente médio de tensão disruptiva a 50% de arranjos isolantes com isoladores, expresso em porcentagem do gradiente médio de tensão disruptiva a 50% para o arranjo haste-plano, e também do fator de *gap* ( $k_L$ ), conforme mostrado na Figura 3.10. Nesta figura, o gradiente médio de potencial de diferentes tipos de arranjos isolantes ( $E_{50}$ ) está expresso em porcentagem do gradiente de potencial de um *gap* de ar do tipo haste-plano ( $E_{50RP}$ ), e também em função do fator de *gap* ( $k_L$ ).

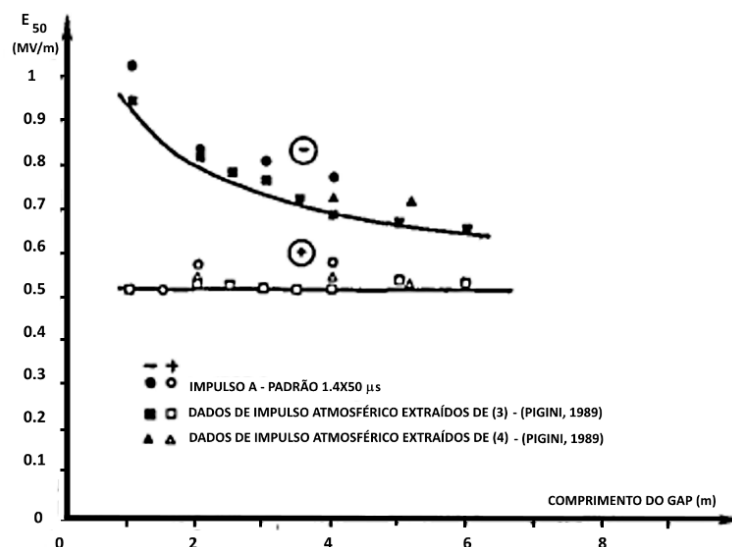


Figura 3.9 – Gradiente médio de tensão crítica disruptiva a 50% como função do espaçamento do *gap* de ar para arranjo isolante do tipo haste-plano.

Fonte: Adaptada de (PIGINI et al., 1989).

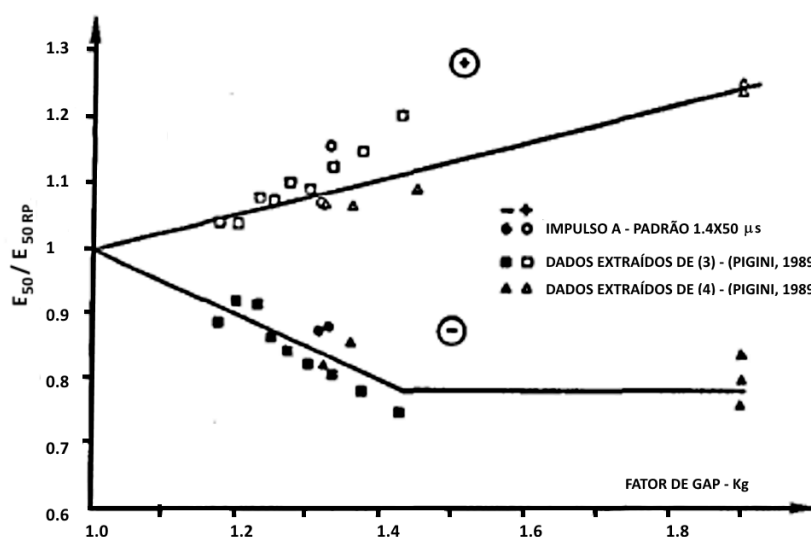


Figura 3.10 – Gradiente médio de tensão crítica disruptiva a 50% como função do fator do *gap* de ar para arranjos isolantes diferentes do tipo haste-plano.

Fonte: Adaptada de (PIGINI, 1989).

Portanto, torna-se evidente que o uso do gradiente médio de tensão igual a 520 kV/m e do fator de *gap* igual a 1,2, ambos adotados pelo *LPM CIGRÈ* para arranjos isolantes de ar com configuração haste-plano, não é apropriada para um arranjo isolante composto por isoladores. Os valores específicos de tensão disruptiva crítica (*CFO*) obtidos nos resultados de testes *up and down* com diferentes formas de onda de tensão impulsiva aplicados à Figura 3.10 sugeriu a adoção de um valor específico de fator de *gap* para cada tipo de forma de onda de tensão que solicita o arranjo isolante. Dessa forma, procurou-se desenvolver uma metodologia para o cálculo tanto do gradiente médio de tensão disruptiva a 50% quanto do valor do fator de *gap*, apropriados para cada um dos ensaios realizados. Inicialmente, considerou-se o valor da tensão disruptiva crítica (*CFO*) a 50% de probabilidade de falha, obtido com emprego do método de acréscimos e decréscimos, também conhecido como método *up and down* (DALIBOR et al., 2012). Segundo Hileman (1999), para impulsos atmosféricos, o *CFO* é primariamente uma função da cauda da onda de tensão, sendo que a frente de onda é importante somente quando são consideradas formas de onda de tensões impulsivas com caudas curtas. Além disso, a curva do *CFO* como função do espaçamento do *gap* é linear, ou seja, uma linha reta, sendo que o *CFO* pode ser representado por um valor simples de gradiente da tensão disruptiva crítica, ou um gradiente de *CFO*, expresso em kV por metro. Dessa forma, considerou-se o valor do *CFO* igual a 196,3 kV obtido para o impulso padrão de tensão e o comprimento de 0,292 m, para o arranjo com dois discos de vidro, obtendo-se um gradiente de

*CFO* igual a 672,26 kV/m. Aplicando este valor de gradiente de potencial à equação (3.3), citada por (HILEMAN, 1999, pg. 63) e recomendada pelo boletim técnico 72 do *CIGRÉ*, obtém-se o valor de fator de *gap* igual a 2,06.

$$CFO + = 354 + 154 \times k_L \quad (3.3)$$

Onde:

***CFO+***: é o gradiente médio de tensão disruptiva crítica a 50% [kV/m];

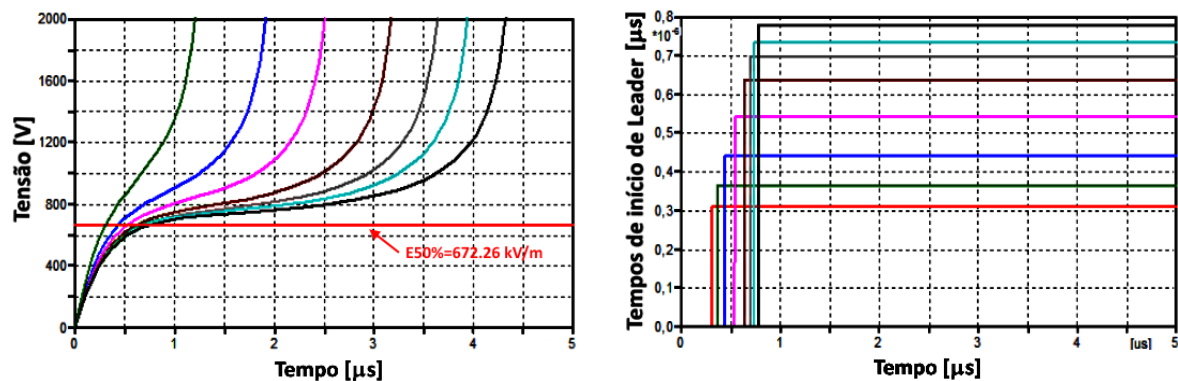
***k<sub>L</sub>***: é o fator de *gap*.

É importante ressaltar que cada forma de onda de tensão impulsiva de teste, considerada neste trabalho, resultou em um valor particular de *CFO* obtido experimentalmente por emprego do método *up and down*, para o mesmo arranjo isolante. Definitivamente, não se comete erro em afirmar que os parâmetros característicos da forma de onda de tensão (tempo de frente e de cauda, máxima derivada na frente de onda, existência ou não de múltiplos picos) que solicita o arranjo isolante, é capaz de alterar a sua rigidez dielétrica, fazendo-o assumir diferentes valores de fator de *gap*. Como se torna extremamente difícil e trabalhoso avaliar individualmente a influência de cada um dos parâmetros das formas de onda do impulso de tensão (tempo de frente, tempo de cauda e máxima derivada de tensão na frente de onda), para cada um dos casos analisados neste trabalho, optou-se por utilizar, em todos os casos de tensões impulsivas com formas de onda não padronizadas, o valor de fator de *gap* igual a 2,06, calculado com base no valor do *CFO* de 196,3 kV obtido para o impulso padrão de tensão. Tal medida busca a adoção de um procedimento padrão para o *LPM CIGRÉ Adaptado*, proposto neste trabalho, tornando sua aplicação mais genérica, independente da forma de onda de tensão que solicita o arranjo isolante.

Portanto, para o método *LPM CIGRÉ Adaptado* utilizou-se como valor do gradiente médio de tensão disruptiva, o valor do *CFO* obtido pelo método *up and down*, para cada um dos casos analisados, dividido pelo espaçamento total do arranjo isolante (0,292 m). O fator de *gap* igual a 1,2, recomendado pelo *CIGRÉ*, foi substituído pelo valor de 2,06, obtido pela equação (3.3), em todos os casos de tensões impulsivas não-padronizadas. Para o cálculo da velocidade de propagação do *líder*, foi utilizada a mesma equação (3.1) adotada pelo *LPM CIGRÉ* tradicional.



Esta metodologia desenvolvida resultou no aumento da capacidade do método *LPM CIGRÉ* em prever, com melhor exatidão, a curva V-t do arranjo isolante ensaiado, tanto para tensões com formas de onda normalizada quanto não normalizadas, consideradas neste trabalho. Tal fato é ilustrado na Figura 3.11, onde para o mesmo caso simulado na Figura 3.8, a fase de propagação do *líder* têm início em instantes de tempo superiores quando o gradiente crítico de potencial igual a 520 kV/m foi substituído por 672,26 kV/m, conforme descrito acima.



a. Gradientes de potencial elétrico produzidos por tensões impulsivas padronizadas.

b. Instantes de tempo de início da fase de propagação do líder.

Figura 3.11: Análise do procedimento de cálculo do *LPM CIGRÉ Adaptado*, para fases de *streamer* e de propagação de líder.

Fonte: Elaborada pelo autor.

### 3.3 O MÉTODO DE EFEITO DISRUPTIVO OU MÉTODO DE

Diferentemente do modelo de progressão de líder, o qual é baseado no mecanismo da disrupção, o método de efeito disruptivo é um procedimento derivado do processo físico que rege a ocorrência da disrupção. O método de efeito disruptivo teve início com a investigação dos efeitos das sobretensões não padronizadas em transformadores, realizada por (WITZKE; BLISS, 1950). Constatações advindas da análise dos resultados obtidos por WITZKE (1950), levaram formulação de algumas premissas acerca da suportabilidade de isoladores submetidos a tensões não padronizadas:

1. Existe uma tensão mínima que precisa ser excedida antes que qualquer processo de ruptura dielétrica possa começar (ou continuar), ou seja, uma tensão que o isolador pode suportar indefinidamente - ( $U_0$ );

2. O tempo subsequente para o rompimento do isolamento é dependente tanto da magnitude da tensão aplicada como também do tempo ao qual este ficou submetido a esta tensão;
3. A tensão e o tempo tem influências distintas no efeito disruptivo causado pelo surto.

Tomando por base estas premissas, o método DE foi matematicamente definido utilizando-se a equação (3.4).

$$DE = \int_{t_0}^{t_b} [U(t) - U_0]^K dt \quad 3.4$$

Onde:

$U(t)$  é a tensão impulsiva aplicada expressa em função do tempo [kV];

$U_0$  é o valor mínimo de tensão que inicia o processo de disrupção, denominada tensão disruptiva crítica, expressa em [kV],

$t_0$  é o instante de tempo no qual  $U(t)$  excede  $U_0$  pela primeira vez, expresso em [ $\mu$ s];

$t_b$  é o tempo no qual ocorre a disrupção no isolamento (*time-to-breakdown*), em [ $\mu$ s];

$K$  é uma constante dependente da geometria do isolante, do mecanismo físico da descarga e da polaridade da tensão aplicada.

$DE$  é o valor do efeito disruptivo expresso em [kV. $\mu$ s].

A forma geral do método DE descrita na equação (3.4) permite que diferentes pesos relativos possam ser atribuídos aos efeitos da magnitude da tensão e do tempo, associados a um surto atmosférico aplicado a um arranjo isolante. O método DE considera que cada arranjo isolante possui um efeito disruptivo base ou crítico ( $DE_{Base}$ ) que é obtido através dos dados provenientes dos ensaios de suportabilidade realizados com impulso padrão de tensão. A expressão que define o método DE pode ser facilmente compreendida ao considerarmos que, caso uma onda de tensão não padronizada alcance um valor de DE que exceda o valor de  $DE_{Base}$  característico do arranjo, no instante de tempo  $t_b$ , verifica-se a ocorrência de uma falha de isolamento. É assumido que existe um único conjunto ótimo de valores das constantes empíricas ( $DE_{Base}$ ,  $U_0$  e  $K$ ) relacionados com a ocorrência da disrupção para cada arranjo isolante específico.

As constantes presentes na equação (3.4) são determinadas a partir dos dados formados por pares de pontos ( $V$ ,  $t$ ) que compõem a curva  $V$ - $t$  experimental obtida com a execução do teste de suportabilidade a impulso atmosférico padrão. Após a determinação do conjunto de valores das constantes empíricas, a suportabilidade à disrupção perante ondas não padronizadas será caracterizada por meio da predição de pares de pontos formados pelos valores de pico da tensão não padrão ( $V_p$ ) e pelos instantes de tempo ( $t$ ) iguais ao tempo de disrupção, os quais, ao serem inseridos no lado direito da equação (3.4), resultam em um valor de  $DE$  igual ao valor crítico  $DE_{Base}$ . Dessa forma, a concordância entre a curva  $V$ - $t$  padrão obtida experimentalmente e a curva  $V$ - $t$  prevista pelo método  $DE$ , evidencia a exatidão na determinação das constantes empíricas e a capacidade de prever a suportabilidade de isoladores e arranjos isolantes solicitados por sobretensões impulsivas reais.

Portanto, o procedimento consiste na determinação sistemática dos valores das constantes empíricas capazes de reproduzir com maior exatidão a forma de onda da curva  $V$ - $t$  padrão, característica do arranjo isolante sob análise. Para tanto, são necessários, no mínimo, dois pares de pontos da curva  $V$ - $t$  padrão, ( $U_a$ ,  $t_a$ ) e ( $U_b$ ,  $t_b$ ), aplicados à equação (3.4), considerando que o efeito disruptivo é único para cada tipo de arranjo isolante, obtendo assim a equação (3.5):

$$DE_B = \int_{t_0}^{t_{ba}} [U_a(t) - U_0]^K dt = \int_{t_0}^{t_{bb}} [U_b(t) - U_0]^K dt \quad 3.5$$

Onde:

$U_a(t)$  e  $U_b(t)$  são as formas de onda instantâneas de dois impulsos de tensão aplicados em testes de suportabilidade a impulso atmosférico, expressas em [kV];

$U_0$  é o valor da tensão disruptiva crítica, expressa em [kV];

$t_0$  é o instante de tempo no qual  $U(t)$  excede  $U_0$  pela primeira vez, expresso em [ $\mu$ s];

$t_{ba}$  é o instante de tempo de ocorrência da disrupção no isolamento observado para aplicação do impulso com amplitude  $U_a(t)$ , expresso em [ $\mu$ s];

$t_{bb}$  é o instante de tempo de ocorrência da disrupção no isolamento observado para aplicação do impulso com amplitude  $U_b(t)$ , expresso em [ $\mu$ s];

$K$  é uma constante dependente da geometria do isolante, do mecanismo físico da descarga e da polaridade da tensão aplicada.

$DE_{Base}$  é o valor do efeito disruptivo base, expresso em [kV. $\mu$ s].

Uma simplificação na expressão original do método de efeito disruptivo foi implementada por JONES (1954) devido às grandes dificuldades encontradas na seleção dos valores das constantes empíricas, ao considerar os valores de  $U_0$  e de  $t_0$  iguais a zero, conforme mostrado na equação (3.6). A justificativa é de que seria impossível obter um conjunto de constantes que representassem com precisão a suportabilidade da isolação de transformadores de classe 138 kV e superiores, uma vez que o método DE foi validado com base em testes de aplicação de impulso padrão em transformadores (IEEE, 1995).

$$DE = \int_0^{t_b} [U(t)]^K dt \quad 3.6$$

Onde:

$U(t)$  é a tensão impulsiva aplicada expressa em função do tempo em [kV];

$K$  é uma constante dependente da geometria do isolante, do mecanismo físico da descarga e da polaridade da tensão aplicada.

$t_b$  é o tempo no qual ocorre a disrupção no isolamento (*time-to-breakdown*), em [ $\mu$ s];

$DE$  é o valor do efeito disruptivo expresso em [kV. $\mu$ s].

Entretanto, tal simplificação desconsidera o tempo estatístico inerente à etapa de corona. O tempo de formação do streamer, característico do processo de disrupção, também é desconsiderado ao zerar o valor da tensão disruptiva base ou crítica ( $U_0$ ). Tal fato contraria o mecanismo físico da disrupção observado experimentalmente e discutido na seção 3.2 anterior.

Os primeiros avanços significativos no sentido de propor uma expressão com aplicação mais geral para o método DE foram implementados por (KIND, 1958). Kind dedicou-se ao desenvolvimento de uma forma geral para o método analítico, apropriado para predição do comportamento tensão-tempo de isoladores, submetidos à grande variedade de formas de onda de tensões impulsivas, possíveis de serem produzidas por descargas atmosféricas. Para tanto, tomou por base o princípio primário do processo de descarga em *gaps* de ar, considerando o retardo de tempo observado no processo disruptivo em *gaps* de ar solicitados por ondas de tensão impulsivas. Este retardo de tempo presente no início do mecanismo de disrupção é justificado pela existência do tempo estatístico,  $t_s$ , e do tempo de formação do canal de descarga,  $t_a$ . No

entanto, Kind desconsiderou o tempo estatístico e sugeriu que uma vez que o impulso de tensão aplicado  $V(t)$  exceda um nível crítico ( $U_0$ ), tem início o processo de disrupção. A disrupção acontecerá dentro do intervalo de tempo ( $t_a$ ) (IEEE, 1994). Segundo este método, a descarga tem início na superfície de um eletrodo, viaja por uma distância ( $dx$ ), em direção ao eletrodo oposto dentro de um intervalo de tempo dado pela equação (3.7).

$$dx = v(x, t) \cdot dt \quad 3.7$$

Onde:

$v(x, t)$  é a velocidade na qual a ponta da descarga( ou o líder) progride pelo *gap* [km/s];

Esta velocidade é função do grau de sobretensão ao qual o *gap* é submetido podendo ser matematicamente expressa pela equação (3.8).

$$v(x, t) = K \cdot [U(t) - U_0] \quad 3.8$$

Onde:

$U(t)$  é a tensão impulsiva aplicada expressa em função do tempo em [kV];

$U_0$  é o valor mínimo de tensão que inicia o processo de disrupção, em [kV];

$K$  é uma constante dependente da geometria do *gap*, do mecanismo da disrupção e da polaridade da tensão, mas independente do tempo.

A partir das equações (3.7) e (3.8), Kind (1958) formulou a equação (3.9) que ficou conhecida como o "Critério das Áreas Iguais", sendo baseado na dependência da tensão em relação à velocidade de propagação da ponta da descarga elétrica (*líder*) nos isolantes de ar utilizados em engenharia.

$$F = \int_0^d \frac{dx}{K} = \int_{t_1}^{t_1+t_a} [U(t) - U_0] dt \quad 3.9$$

Onde:

$dx$  é a distância percorrida pela descarga elétrica entre dois eletrodos, expresso em [m];

$K$  é uma constante dependente da geometria do isolante, do mecanismo físico da descarga e da polaridade da tensão aplicada.

$U(t)$  é a tensão aplicada expressa em função do tempo, expresso em [kV];

$U_0$  é o valor mínimo de tensão que inicia o processo de disrupção – tensão disruptiva crítica - expresso em [kV];

$t_I$  é o instante de tempo no qual a tensão aplicada excede o nível crítico de tensão pela primeira vez, expresso em [ $\mu$ s];

$t_a$  é o intervalo de tempo necessário para a ocorrência da disrupção no isolamento (*time-to-breakdown*), expresso em [ $\mu$ s];

$F$  é uma constante característica do arranjo isolante sob teste.

O critério das áreas iguais tornou-se um caso especial da expressão geral do método DE proposto em 1950 por (WITZKE; BLISS, 1950), assumindo o valor da constante  $k$  igual a um na equação (3.4). Esta simplificação está fundamentada no princípio físico que rege o processo de disrupção em centelhadores de ar. Tal método consistiu no desenvolvimento de um procedimento analítico de predição baseado nos dados de rompimento dielétrico obtidos com a aplicação sucessiva da onda padrão, para modelar o tempo de ruptura do isolamento frente a formas de onda não padronizadas. Com este procedimento foi possível prever o comportamento do isolamento como uma função de um ou mais parâmetros significativos das ondas de tensão com formatos não padronizados.

Segundo Kind (1958), o nível crítico de tensão ( $U_0$ ) pode ser aproximado pelo maior valor de tensão com forma de onda completa e cauda longa, que o sistema de eletrodos pode suportar. Embora tenha conseguido bons resultados na predição dos tempos de disrupção utilizando este método, quando comparados aos resultados experimentais, a definição do valor do nível crítico de tensão ( $U_0$ ) permaneceu ambígua. O nível crítico de tensão foi definido como a tensão disruptiva do arranjo isolante sob condições estáticas sem a existência de cargas espaciais que alterem o perfil do campo elétrico formado no isolante. Tal situação se aplica a configurações de arranjos com campo elétrico uniforme ou ligeiramente uniformes mas não em configurações de arranjos isolantes com campos elétricos não uniformes, onde a formação de cargas espaciais causam distorção no campo elétrico sob condições estáticas. Portanto, ainda restava incerteza na determinação das constantes empíricas do método de efeito disruptivo.

Uma extensa pesquisa foi realizada por (CALDWELL; DARVENIZA, 1973) com intuito de determinar a eficácia do método de integração, buscando uma forma de calcular, com maior precisão, os valores adequados para as constantes empíricas, considerando as simplificações propostas nas equações (3.6) e (3.9). Neste estudo, além de centelhadores do tipo ponta-ponta e ponta-plano, foi também ensaiada uma cadeia de isoladores com 8 unidades com dimensões de

254x146 mm. Em todos os tipos de centelhadores, o aumento do tempo de frente para impulsos com frentes longas e polaridade positiva, apresentou uma tendência de diminuição no valor da tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50%. Já para a polaridade negativa, somente os centelhadores de maiores espaçamentos apresentaram esta mesma tendência. Em relação aos impulsos parcialmente cortados, para centelhadores espaçados de 56 cm, os resultados mostraram uma dependência em relação a fração e o tempo de corte. Os resultados obtidos mostraram que para o caso em que a constante  $K=1$  (critério das áreas iguais), a melhor concordância entre a curva V-t experimental e a curva V-t prevista pelo método DE, foi obtida quando o valor de  $U_0$  estava próximo do valor do nível mínimo de *CFO* dos isoladores analisados. Os autores também concluíram que a simplificação proposta por Kind ( $K=1$ ) leva a melhores resultados de ajuste e concordância entre as curvas experimentais e previstas pelo método DE. Os autores recomendam ainda a correção dos dados de ensaios pelo fator de correção de umidade capaz de reduzir em 6% a incerteza nos resultados obtidos nos ensaios. Os melhores resultados foram obtidos para as ondas unidirecionais.

Uma base teórica para o método de efeito disruptivo foi apresentada por Darveniza e Vlastos (DARVENIZA; VLASTOS, 1988), através da utilização de duas teorias desenvolvidas com base nos modelos de disrupção sob impulso aplicados em isolações sólidas, líquidas e gasosas. Foi confirmado que o método de integração resulta em uma exatidão aceitável na previsão do desempenho dielétrico de isoladores solicitados por impulsos de tensão não normalizados. Os resultados envolveram testes com diferentes configurações de centelhadores e de isoladores. Em relação aos parâmetros  $U_0$  e  $K$  foram considerados dois casos. O primeiro caso, para situações nas quais o valor de  $U_0 \ll U_{50}$ , o valor de  $K$  deveria ser elevado, maior do que 1. No segundo caso, para arranjos isolantes nos quais o valor de  $U_0$  selecionado é igual a 90% de  $U_{50}$ , o valor de  $K$  deve ser menor ou igual a 1. Os autores concluíram que a fragilidade do método está associada à dependência da tensão  $U_0$  e do fator  $K$ , sendo que este permanece constante, independente da distância percorrida pela descarga elétrica ou da fase em que se encontra o processo de disrupção. Tal dependência é mais acentuada para baixos valores de  $U_0$  e altos valores de  $K$ . No entanto, os autores também afirmaram que o método de efeito disruptivo era adequado para aplicação em todos os tipos, classes e configurações de isolação.

De acordo com o *CIGRÉ* (1991) embora existam diferentes propostas para determinação dos valores das constantes empíricas  $U_0$  e  $k$ , cada proposta refere-se a um conjunto particular de resultados, não podendo ser facilmente generalizado. Além disso, diferentes métodos foram

derivados de uma forma de onda de tensão impulsiva prospectiva relacionada aos testes experimentais conduzidos em cada experimento.

Portanto, é notório que não há um consenso na comunidade científica internacional acerca de uma expressão genérica para o método de efeito disruptivo, aplicável a qualquer tipo de arranjo isolante e às diversas formas de onda de tensões impulsivas não padronizadas, tipicamente produzidas pela correntes de descargas atmosféricas. Com a observância das constatações obtidas por (CALDWELL; DARVENIZA, 1973) e também por (DARVENIZA; VLASTOS, 1988), neste trabalho foi utilizado o método de efeito disruptivo com a simplificação recomendada por Kind (1950), considerando a constante característica do *gap* (K) igual a um, uma vez que estes estudos contemplaram além de *gaps* de ar, o uso de arranjos isolantes compostos por sólidos, tais como os casos que foram investigados neste trabalho.

O valor da tensão disruptiva crítica ( $U_0$ ) foi determinado tomando como base o valor do *CFO* obtido experimentalmente para cada um dos tipos de arranjos isolantes aqui investigados.

### ***3.4 SELEÇÃO DE PARÂMETROS PARA AS CONSTANTES EMPÍRICAS DO MÉTODO DE EFEITO DISRUPTIVO***

Através da aplicação de métodos analíticos e estatísticos é possível determinar os valores das constantes empíricas  $U_0$  e K presentes na equação matemática que descreve o método DE, de forma a obter uma reprodução otimizada da característica V-t do arranjo isolante com a exatidão necessária. Também deve ser determinado o valor do efeito disruptivo base ou crítico ( $DE_{Base}$ ) característico para o arranjo isolante sob teste. Tradicionalmente, são utilizados três métodos:

- O método de Newton;
- O método de Hileman;
- O método do mínimo desvio padrão.

Neste trabalho foi utilizado o método do mínimo desvio padrão para calcular os valores das constantes empíricas. Este método foi selecionado devido às pequenas diferenças observadas



entre os pontos da curva V-t prevista pelo método de efeito disruptivo calculado empregando-se este método estatístico e os pontos da curva V-t experimental (CAMPOS, 2012). Neste sentido, os valores da tensão disruptiva base ( $U_{0 \text{ Base}}$ ) e do efeito disruptivo base ou crítico ( $DE_{\text{Base}}$ ), característicos para cada tipo de arranjo isolante, foram determinados utilizando-se o método do mínimo desvio padrão. Já o valor da constante empírica ( $k$ ) relacionada à geometria do arranjo isolante foi mantido igual a um, em consideração ao critério das áreas iguais.

O método do mínimo desvio padrão possibilita o cálculo do valor da tensão disruptiva crítica ( $U_0$ ), presente na equação (3.4), com base na utilização do parâmetro desvio padrão como medida de dispersão. Inicialmente adota-se o valor da tensão disruptiva crítica ( $U_0$ ) igual ao valor do *CFO* obtido para o arranjo isolante sob teste, empregando-se o método de acréscimos e decréscimos (*up and down*). O valor inicial de  $U_0$  é estatisticamente variado, sendo que para cada valor de  $U_0$ , são calculados os valores de DE para cada um dos pontos que formam a curva V-t experimental, obtidos por meio da realização de ensaio com tensões impulsivas. São então calculados os valores de desvio padrão dos valores de DE para cada valor de  $U_0$ . O valor de  $U_0$  que apresentar o menor valor de desvio padrão dos valores de DE é então definido como valor da tensão disruptiva base ( $U_{0 \text{ Base}}$ ), para o arranjo isolante testado. Após determinar o valor de  $U_{0 \text{ Base}}$ , este é utilizado para calcular o valor do efeito disruptivo base ( $DE_{\text{Base}}$ ).

A figura 3.12 apresenta um fluxograma com a descrição do procedimento matemático e estatístico empregado pelo método do mínimo desvio padrão para cálculo do valor característico da constante  $U_{0 \text{ Base}}$ . Este procedimento pode ser dividido em três etapas de cálculo (i, ii, iii). A Figura 3.13 apresenta um fluxograma com o procedimento para cálculo do valor do efeito disruptivo base ( $DE_{\text{Base}}$ ), identificado como etapa (iv) do método do mínimo desvio padrão. Os dois fluxogramas descrevem integralmente as quatro etapas do procedimento de cálculo das constantes empíricas ( $U_{0 \text{ Base}}$  e  $DE_{\text{Base}}$ ) do método DE.

O procedimento de cálculo pode ser descrito em quatro etapas como se segue:

- i. Inicialmente o valor do *CFO* é adotado como estimativa inicial do valor de  $U_0$ . Em seguida, o valor inicial de  $U_0$  é variado desde 10% até 90% do valor da tensão crítica de ruptura, o *CFO*, com intervalos de 10%.
- ii. Para cada valor de  $U_0$  da etapa i, são calculados os valores de DE para cada um dos pontos  $P_n$  ( $V_n$ ,  $t_n$ ) selecionados a partir da curva V-t obtida experimentalmente. Neste

trabalho foram utilizados oito pontos ( $V$ ,  $t$ ) registrados durante o ensaio com tensão impulsiva.

- iii. Na terceira etapa de cálculo, o valor do desvio padrão de DE é calculado, utilizando-se os valores de DE relativos a cada valor estatístico de  $U_0$ . O menor valor de desvio padrão calculado é então identificado dentre os valores calculados. O valor de  $U_0$  adotado como valor base ( $U_{0Base}$ ) para o método de efeito disruptivo, é aquele que resultou no menor valor de desvio padrão dos valores de DE.
- iv. A quarta etapa consiste na determinação do valor do efeito disruptivo base ( $DE_{Base}$ ). Utilizando o valor base da tensão disruptiva ( $U_{0Base}$ ) são então calculados os valores de DE para cada um dos oito pontos  $P_n$  ( $V_n$ ,  $t_n$ ) extraídos do ensaio. O valor do efeito disruptivo base é então obtido como a média dos valores dos efeitos disruptivos para cada ponto  $P_n$  ( $V_n$ ,  $t_n$ ) da curva V-t experimental, considerando  $U_0 = U_{0Base}$ .

Após o cálculo das constantes características ( $U_0$  Base e  $DE_{Base}$ ) empregando-se o método do mínimo desvio padrão, procede-se à predição da curva V-t utilizando o método do efeito disruptivo. Os instantes de tempo de ocorrência da disrupção são previstos para oito formas de onda de tensão impulsiva  $U(t)$  aplicadas ao arranjo durante a execução do teste de suportabilidade a impulso atmosférico. Os tempos de disrupção são calculados utilizando a equação (3.4), considerando-se  $U_0 = U_0$  Base e  $DE = DE_{Base}$ .

O método do efeito disruptivo foi implementado através de quatro programas desenvolvidos utilizando-se a linguagem *MODELS* do *ATP*. Os quatro programas identificados pelo números de ① a ④ na Figura 3.14, denominados VARMIN, DEBASE, METODE e CVXTDE, respectivamente, realizam as etapas de cálculo representadas nas Figuras 3.12 e 3.13. Como pode ser observado, um ícone específico foi criado para cada um destes programas/*model*. Os três primeiros programas, VARMIN, DEBASE e METODE calculam os valores máximos das tensões disruptivas ( $V_{BREAK}$ ) e os instantes de tempo de ocorrência da disrupção ( $t_{BREAK}$ ), ambos previstos utilizando-se o método DE. O quarto model chamado CVXTDE plota a curva V-t prevista utilizando interpolação simples dos pontos ( $V_{BREAK}$ ,  $t_{BREAK}$ ) previstos.

Os programas VARMIN e DEBASE recebem como dados de entrada, os 8 pontos ( $V$ ,  $t$ ) e o valor da tensão disruptiva crítica ( $CFO$ ) obtidos com o teste de suportabilidade a impulso

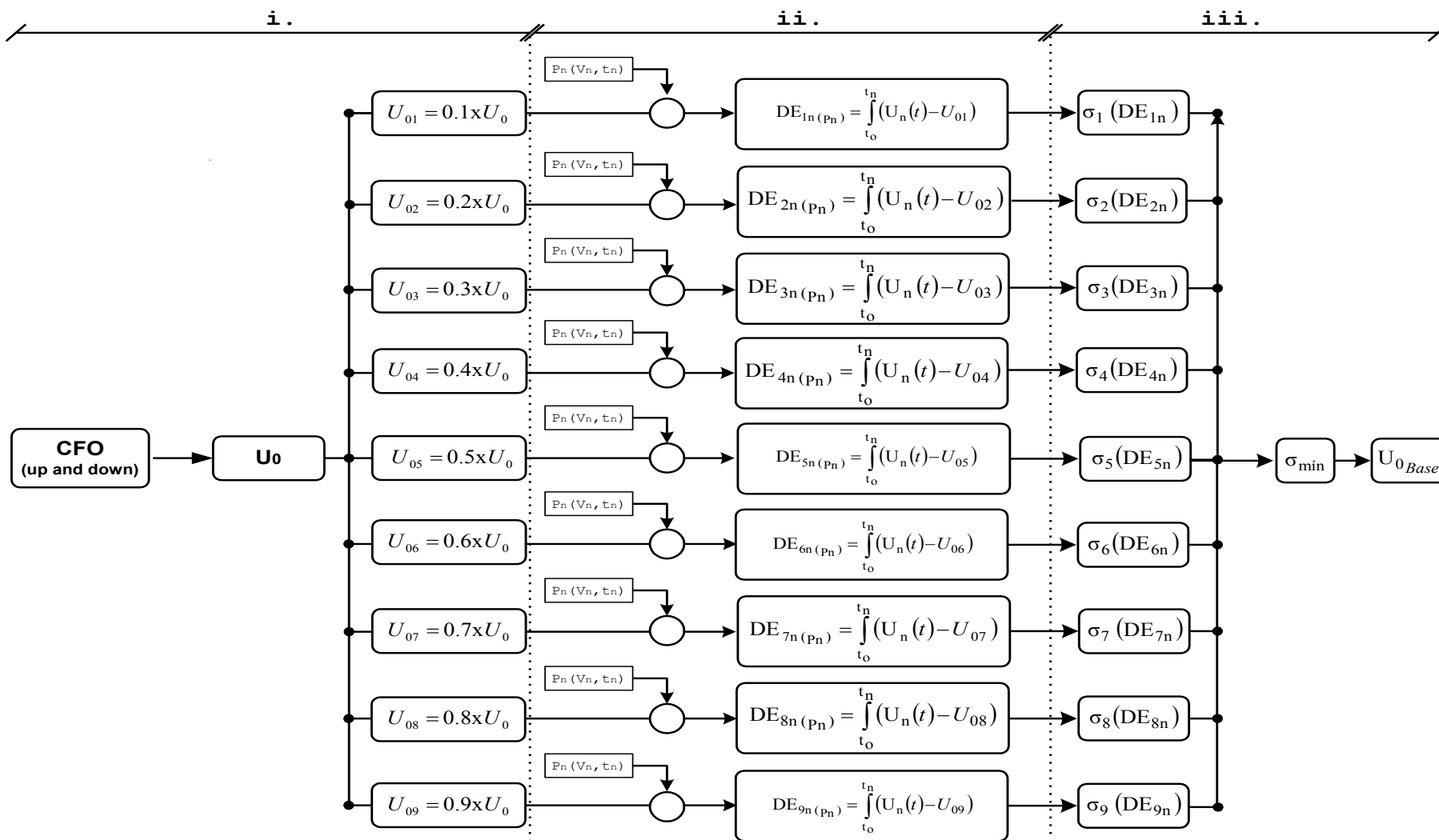


Figura 3.12 - Fluxograma para cálculo do valor de tensão disruptiva base ( $U_{0Base}$ ) utilizando o método do mínimo desvio padrão.

Fonte: Elaborada pelo autor.

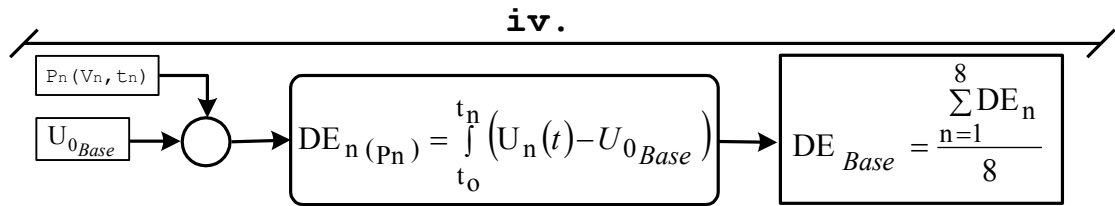


Figura 3.13 - Fluxograma para cálculo do valor de  $DE_{Base}$  utilizando o método do mínimo desvio padrão.

Fonte: Elaborada pelo autor.

atmosférico do arranjo isolante em análise. Além destes dados, o usuário deve fornecer os parâmetros característicos da forma de onda de tensão impulsiva produzida pelo gerador de impulsos nos testes laboratoriais, a saber, o tempo de frente e o tempo de cauda.

O primeiro *model* chamado VARMIN e identificado pelo número ① na Figura 3.14, efetua os cálculos descritos nas etapas i, ii e iii. Para tanto, o *model* VARMIN produz um conjunto de tensões impulsivas com formas de onda triangulares, com os mesmos tempos de frente e de cauda informados pelo usuário e com amplitudes iguais às tensões dos 8 pontos (V, t) extraídos do ensaio a impulso atmosférico. Após a execução das etapas de cálculo i, ii e iii, o valor da tensão disruptiva base ( $U_{0Base}$ ) é calculado. O *model* VARMIN atribui o valor de  $U_{0Base}$  à variável de saída nomeada como EZEMED. O valor de EZEMED ( $U_{0Base}$ ) é transformado em um pulso constante (fonte tipo 11 da TACS) e transferido ao segundo *model* DEBASE, com o nome de VEZERO utilizando-se uma fonte do tipo 60 como interface para transferir o valor de uma variável de saída de um *model* para outro. A mudança nos nomes da variável de saída EZEMED do *model* VARMIN para o nome da variável de entrada VEZERO do *model* DEBASE é realizado com o intuito de manter o valor de  $U_{0Base}$  constante durante todo o tempo de processamento do *model* DEBASE. Tal fato constitui um aprimoramento implementado no procedimento de cálculo do método DE que assegurou maior precisão entre os valores da curva V-t experimental e prevista.

O segundo *model* chamado DEBASE e identificado por ② na Figura 3.14, recebe o valor de  $U_{0Base}$  (variável VEZERO) e executa o cálculo descrito na etapa iv da Figura 3.13. Este *model* calcula os valores de DE para cada um dos 8 pontos (V, t) considerados, por meio da equação (3.4). O valor do efeito disruptivo base ( $DE_{Base}$ ) é calculado pela média dos valores de DE calculados para os 8 pontos (V, t). O valor de  $DE_{Base}$  é atribuído à variável VDEBAS como um pulso com valor constante, utilizando novamente a fonte do tipo 60 da TACS como interface

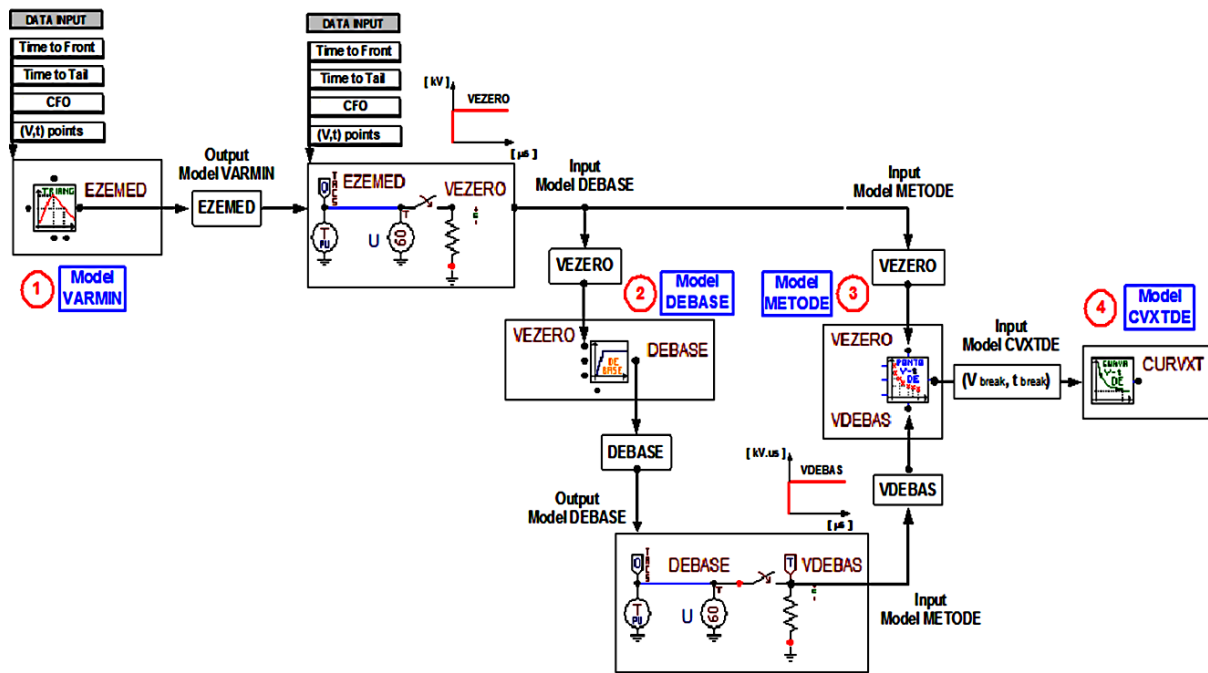


Figura 3.14 - Método DE implementado utilizando linguagem de programação *MODELS* do *ATP/ATPDraw*.

Fonte: Elaborado pelo autor.

para fluxo de dados entre models. É importante destacar que a curva V-t prevista pelo método DE exibe melhor concordância com a curva V-t experimental quando os valores base de  $U_{0\text{ Base}}$  e de  $DE_{\text{Base}}$  são mantidos constantes durante todo o procedimento de cálculo. Esta metodologia consiste em um aprimoramento no procedimento de cálculo do método DE implementado neste trabalho, capaz de assegurar maior exatidão entre a curva V-t experimental e prevista.

Após a determinação dos valores de  $U_{0\text{ Base}}$  pelo *model* VARMIN e de  $DE_{\text{Base}}$  pelo *model* DEBASE, estes valores são transferidos como dados de entrada para o *model* METODE, identificado pelo número ③ na Figura 3.14, por meio das variáveis com nomes VEZERO e VDEBAS, respectivamente. Este *model* também recebe os valores de tensão e de tempo dos 8 pontos (V, t) experimentais selecionados a partir do resultados de ensaios de suportabilidade a impulso atmosférico. Este terceiro *model* executa os cálculos descritos na etapa iv da Figura 3.13. De posse destes dados de entrada, o *model* METODE realiza a predição dos pontos ( $V_{\text{break}}$ ,  $t_{\text{break}}$ ) calculados utilizando a equação (3.4). Os valores de  $V_{\text{break}}$  representam os valores máximos de tensão de ruptura calculados empregando-se o método DE, enquanto que os valores de  $t_{\text{break}}$

representam os instantes de tempo previstos para ocorrência de disrupção ao longo do perímetro do arranjo isolante considerado.

Após a predição dos pontos ( $V_{break}$ ,  $t_{break}$ ), estes valores são informados como dados de entrada para o quarto *model* chamado CVXTDE e identificado pelo número ④ na Figura 3.14. O model CVXTDE traça a curva V-t prevista com emprego do método DE, por meio da interpolação simples dos pontos ( $V_{break}$ ,  $t_{break}$ ) calculados.

Este procedimento foi aplicado ao arranjo isolante típico de sistemas de transmissão de energia elétrica investigado neste trabalho.

### ***3.5 ENSAIOS COM TENSÃO IMPULSIVA PARA DETERMINAÇÃO DA SUPORTABILIDADE ELÉTRICA***

A caracterização da suportabilidade de arranjos isolantes por meio da realização de ensaios com impulso atmosférico envolve duas etapas de trabalho: primeiramente, a calibração da forma de onda da tensão impulsiva de teste e, em segundo lugar, o levantamento da curva V-t dos arranjos sob investigação.

A etapa de calibração da tensão de teste consiste na verificação do tempo de frente e do tempo de cauda da forma de onda da tensão produzida pelo gerador de impulsos. O gerador de impulsos pode ser representado por um circuito elétrico equivalente como mostrado na Figura 3.15. Trata-se de um circuito com múltiplos estágios para a geração de tensões impulsivas. Os resistores de carga  $R'$  tem valores muito superiores aos valores dos resistores  $R'_1$  e  $R'_2$ . Os resistores  $R'_2$  são os resistores de descarga responsáveis pela definição do tempo de meio valor na cauda. Tais resistores possuem valores tão baixos quanto for necessário para a obtenção da forma de onda da cauda da tensão de teste desejada. Os resistores  $R'_1$  são resistores de frente interna enquanto que  $R''_1$  é o resistor de frente externa. O resistor de frente externa auxilia no amortecimento das oscilações originadas pela introdução de capacitâncias e indutâncias intrínsecas das conexões terminais entre o gerador de impulsos e a carga sob teste.

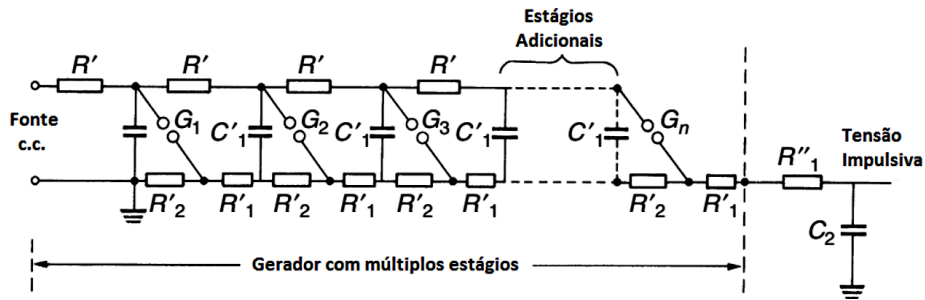


Figura 3.15 - Gerador de impulsos com múltiplos estágios, com resistores de descarga, resistores de frente e de cauda distribuídos.

Fonte: Adaptada de (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000, p. 64).

Este tipo de gerador de impulsos pode ser simplificado, sendo representado por um único estágio equivalente. Assim, a capacitância de descarga equivalente pode ser calculada pela equação (3.10):

$$\frac{1}{C_1} = \sum_{1}^n \frac{1}{C'_1} \quad 3.10$$

Onde:

$n$  é o número de estágios

O valor efetivo da resistência de frente pode ser calculado pela equação (3.11):

$$R_1 = R''_1 + \sum_{1}^n R'_1 \quad 3.11$$

Igualmente, o valor efetivo da resistência de cauda pode ser calculado pela equação (3.12). Nesta equação o valor da resistência  $R'$  foi desconsiderado.

$$R_2 = nR'_2 = \sum_{1}^n R'_2 \quad 3.12$$

O gerador de impulsos do LEAT-UFGM utilizado para realização dos testes aqui descritos é composto por 12 estágios, com tensão máxima individual de 200 kV. Foram energizados 4 estágios com os seguintes parâmetros elétricos por estágio do gerador de impulsos:

- Resistores de frente de onda:  $R'_1 = 11 \, \Omega$ ,  $R''_1 = 90 \, \Omega$ ;
- Resistores de cauda:  $R'_2 = 295 \, \Omega$ ;

- Capacitores do divisor capacitivo:  $C'_1 = 0,25/4 \mu\text{F} = 62,5 \text{ nF}$ , e  $C'_2 = 2,4 \text{ nF}$ ;
- Resistor de carga:  $R' = 3 \text{ k}\Omega$ .

O primeiro passo para realizar a calibração da forma de onda da tensão de impulso é modelar computacionalmente os parâmetros do circuito gerador de tensão. A Figura 3.16 mostra o circuito elétrico equivalente do gerador de impulsos modelado de forma simplificada. O circuito equivalente do gerador de impulsos foi simulado computacionalmente com a utilização do software *ATPDraw*, tomando por base o modelo apresentado na Figura 3.16 e as equações (3.10), (3.11) e (3.12).

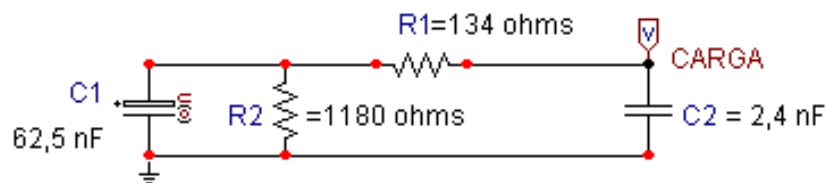


Figura 3.16 - Gerador de impulsos multiestágios representado por um único estágio equivalente.  
Fonte: Elaborada pelo autor

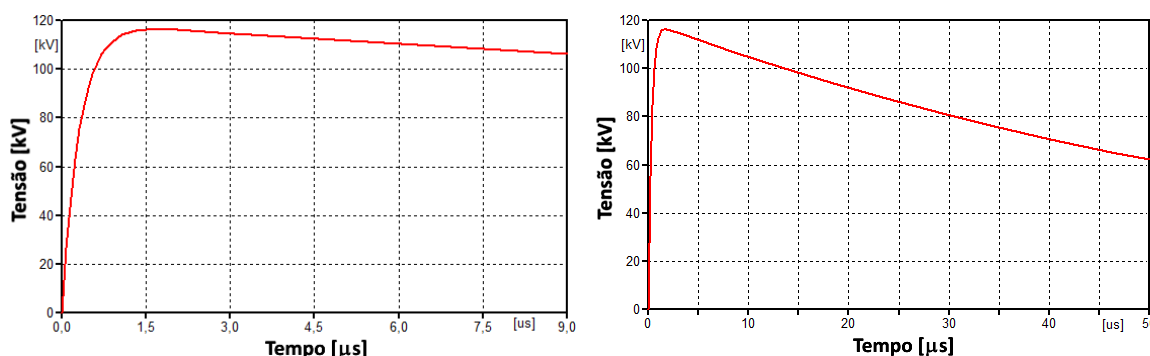
A Figura 3.17 apresenta uma foto do gerador de impulsos utilizado para execução dos ensaios conduzidos neste estudo.



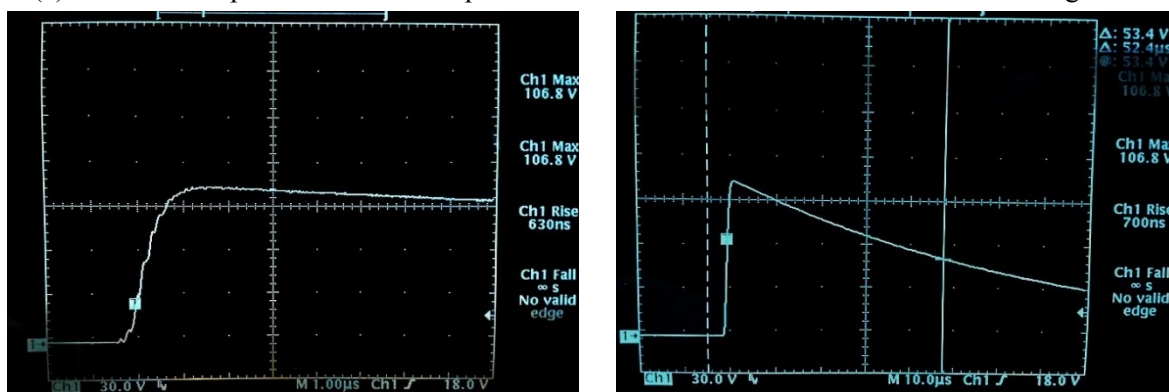
Figura 3.17 - Foto do gerador de impulsos com 12 estágios do LEAT/UFGM.  
Fonte: Elaborada pelo autor.



A forma de onda da tensão produzida pelo gerador de impulsos e utilizada para condução dos testes de suportabilidade a impulso atmosférico padrão apresentou tempo de frente igual a  $1,05 \mu\text{s}$  e tempo de meio valor na cauda igual a  $52,4 \mu\text{s}$ . Para a medição da tensão de impulso gerada experimentalmente foi utilizado um divisor de tensão capacitivo com relação igual a 1074. O canal CH1 do osciloscópio foi conectado ao divisor de tensão, permitindo a amostragem e o registro da forma de onda da tensão produzida pelo gerador de impulsos. Dessa forma, a amplitude da tensão registrada no osciloscópio foi multiplicada por este fator de divisão de tensão para obtermos o valor real da tensão aplicada pelo gerador de impulsos. A Figura 3.18 (a) apresenta a forma de onda simulada computacionalmente com uma amplitude de 116,3 kV para fins de comparação com a frente e a cauda da onda da tensão de ensaio mostrada na Figura 3.18 (b), produzida pelo gerador de impulsos e medida com o divisor capacitivo



(a) Tensão de impulso simulada computacionalmente utilizando o circuito elétrico da Figura 3.16.



(b) Calibração da frente e da cauda da tensão de ensaio produzida pelo gerador de impulso.

Figura 3.18 - Formas de onda de tensão de ensaio simulada computacionalmente e registrada experimentalmente durante os testes.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Considerando estes parâmetros característicos, a forma de onda da tensão impulsiva produzida pelo gerador de impulsos atendeu aos limites estabelecidos para o tempo de frente e o tempo de cauda do impulso padrão de tensão. O tempo de frente foi de  $1,05 \mu\text{s}$  ( $1,67 \times 630 \text{ ns}$ ) enquanto que o tempo de cauda de  $52,4 \mu\text{s}$  foi obtido considerando valor máximo de tensão de  $116,305 \text{ kV}$  ( $106,8 \text{ V} \times 1089$ ), conforme pode ser observado na Figura 3.18 (b).

A Figura 3.19 apresenta as definições para verificar se a tensão impulsiva produzida pelo gerador de impulsos atende aos limites definidos para caracterizá-la como impulso atmosférico padrão.

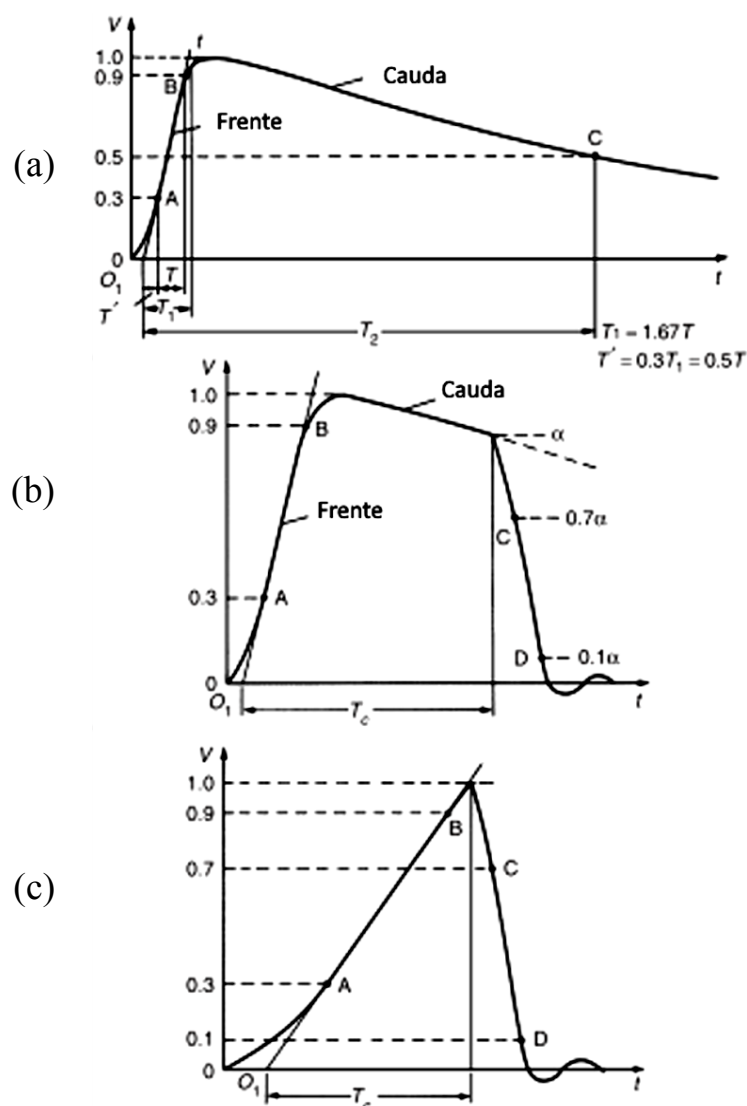


Figura 3.19 - Definições gerais e forma de onda para impulso atmosférico padrão. (a) Impulso padrão completo. (b) Impulso atmosférico cortado na cauda. (c) Impulso atmosférico cortado na frente.

Fonte: Adaptada de (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000, p. 64).

A forma de onda de tensão impulsiva utilizada em testes de suportabilidade elétrica deve atender a limites máximos admissíveis tanto para o tempo de frente quanto para o tempo de cauda, para ser caracterizada como impulso atmosférico padrão de tensão.

Na Figura 3.19, o ponto de origem virtual está representado por  $O_1$ , sendo definido como o ponto de intercessão da reta AB com o eixo de tempo (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000). Este ponto é usado para definir e medir os tempos de frente e de cauda do impulso de tensão. O tempo de frente está representado na Figura 3.19 (a) por  $T_1$  sendo definido como o valor de 1,67 vezes o intervalo de tempo  $T$ . O intervalo de tempo  $T$  refere-se à diferença entre os instantes de tempo no qual o impulso atinge 30% e 90% do valor de pico. Para caracterizar o impulso padrão, o tempo de frente deve ser de 1,2  $\mu s$  com uma tolerância de  $\pm 30\%$ . O tempo de meio valor na cauda está representado por  $T_2$ , sendo definido por 50  $\mu s$  para o impulso padrão, com uma tolerância de  $\pm 20\%$ . O tempo de corte está representado por  $T_c$  na Figura 3.19 (b) e (c). Para impulsos cortados na frente, o tempo de corte  $T_c$  é aproximadamente igual ao valor de  $T_1$ .

Após a etapa de calibração da forma de onda de tensão, procede-se à execução dos ensaios, iniciando a etapa de levantamento da característica tensão-tempo dos arranjos isolantes ensaiados. Para determinar a característica tensão-tempo de um dispositivo, este é submetido a tensões com amplitudes gradualmente crescentes, produzidas pelo gerador de impulsos, registrando-se o tempo de ocorrência da disrupção. Para cada amplitude de tensão, o teste deve ser repetido um certo número de vezes a fim de identificar valores mais consistentes para cada ponto ( $V$ ,  $t$ ), procurando mitigar as dispersões produzidas por fatores externos que influenciam no processo de disrupção.

A Figura 3.20 apresenta um perfil típico de curva  $V$ - $t$  obtida com a realização de ensaio de suportabilidade elétrica a impulso atmosférico. Pode-se perceber que a disrupção pode acontecer na frente de onda, no valor de crista, ou ainda, na região de cauda da tensão impulsiva. Outra observação importante no levantamento da curva  $V$ - $t$  é que os valores de tensão registrados são referentes aos valores de pico e não às amplitudes de tensão nos instantes de tempo de ocorrência da disrupção. Tal fato tem como consequência a informação de pares de pontos ( $V$ ,  $t$ ) que não relacionam a tensão instantânea com os respectivos tempos de disrupção. Entretanto, a determinação da característica tensão-tempo é muito importante para a definição do tipo de isolador adequado aos objetivos de um projeto de coordenação de isolamento.

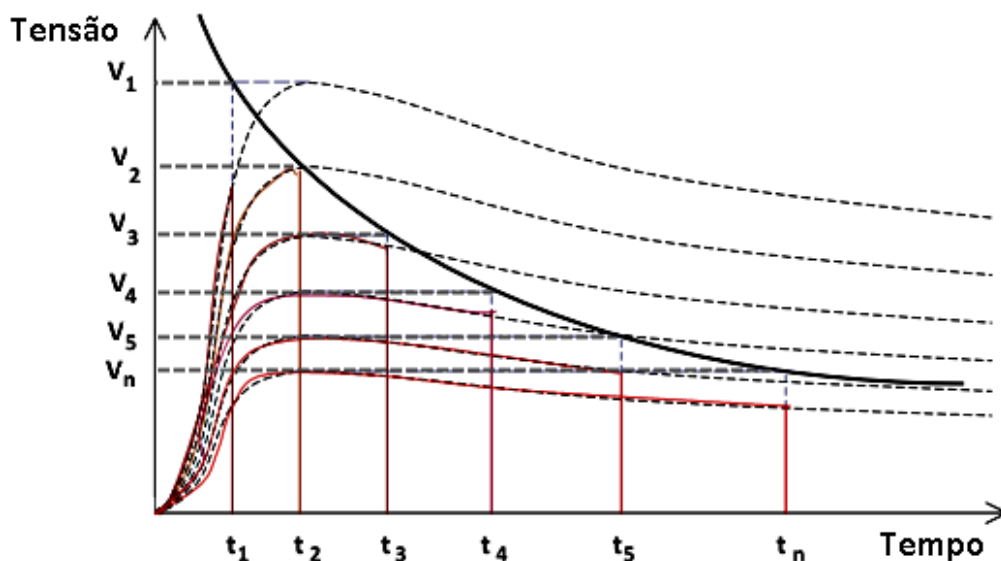


Figura 3.20 - Exemplo de Curva Tensão-Tempo típica.  
Fonte: Adaptada de (KUFFEL; ZAENGL; KUFFEL, 2000, p. 362).

### ***3.5.1 Caracterização da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes submetidos à impulsos atmosféricos não padronizados***

Os sistemas de proteção contra descargas atmosféricas, os para-raios e os diferentes tipos de perdas presentes nos sistemas elétricos provocam amortecimentos e distorções nas ondas viajantes em linhas elétricas, determinando uma grande diversidade de formas de onda de sobretensões atmosféricas, principalmente nos sistemas de transmissão de energia. Há ainda os fatores climáticos locais que contribuem para variações na forma de onda da corrente de descarga de retorno (RAKOV, 2011) (IEEE, 2005) e, consequentemente, nos perfis de sobretensões que solicitam os isoladores. Adicionalmente, o impulso padrão de tensão adotado para testes de suportabilidade a impulso atmosférico é limitado por variações máximas admissíveis no tempo de frente e no tempo de meio valor na cauda, o que restringe a sua aplicabilidade à investigação dos efeitos de sobretensões reais. Diante deste cenário, observa-se uma indefinição acerca de quais deveriam ser as formas de onda de sobretensões de origem atmosférica a serem empregadas na caracterização da suportabilidade de isolamentos acometidos por sobretensões não padronizadas. Com o intuito de investigar tal fato, realizou-se uma pesquisa bibliográfica acerca de perfis típicos de formas de onda de sobretensões atmosféricas originadas pela incidência de

correntes de descarga de retorno reais (NARITA et al., 2000) (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2010), com base em dados de medições em torres instrumentadas. Desta forma, procurou-se reproduzir em laboratório alguns perfis típicos de sobretensões produzidas por correntes de descarga de retorno reais, dos tipos pico único e pico duplo (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2010), registradas em medições realizadas em torre instrumentada da estação do Morro do Cachimbo/MG. A geração laboratorial destas tensões impulsivas típicas teve por objetivo avaliar a habilidade do método *LPM* e também do método DE em realizar a predição da rigidez dielétrica de arranjos isolantes submetidos a tensões impulsivas não padronizadas (CHOWDHURI et al., 1994c). A Figura 3.21 apresenta os perfis de sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno reais. É importante ressaltar que enquanto a corrente de descarga de retorno do tipo pico duplo, mostrada na Figura 2.7 do Capítulo 2, apresenta a amplitude do primeiro pico inferior à amplitude do segundo pico, a sobretensão resultante produzida por tal corrente apresenta comportamento oposto, ou seja, a amplitude do primeiro pico é superior à amplitude do segundo pico.

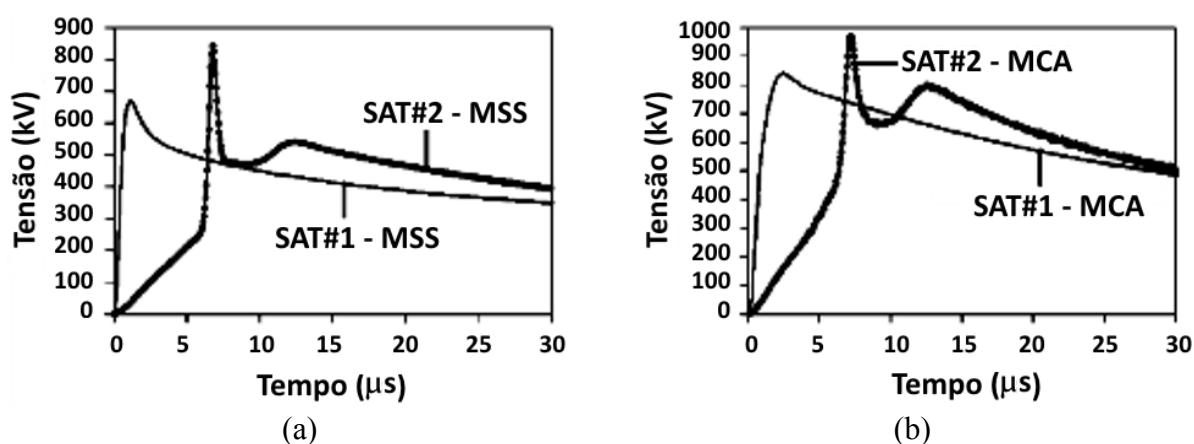


Figura 3.21 – Formas de onda típicas de sobretensões atmosféricas. a) Sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno na estação do Monte San Salvatore (MSS), Suíça. b) Sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno na estação do Morro do Cachimbo (MCA), Brasil.

Fonte: Adaptada de (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2010).

A reprodução das tensões impulsivas típicas em laboratório, com formas de onda similares às aquelas mostradas na Figura 3.21, exigiu a alteração de alguns dos parâmetros do circuito elétrico equivalente do gerador de impulsos. Os parâmetros do circuito do gerador de impulsos passíveis de alteração estavam limitados à resistência elétrica do resistor de frente

externo e a capacitância do divisor capacitivo. Uma vez que a simples variação destes parâmetros elétricos não foi suficiente para gerar formas de onda de tensões impulsivas similares às sobretensões reais, foi necessário incluir um indutor, com núcleo de ar, conectado em série com o resistor de frente externo no circuito do gerador de impulsos. Foram considerados dois valores de indutores iguais a 80  $\mu\text{H}/400\text{ A}$  e 400  $\mu\text{H}/4\text{ kA}$ , disponíveis no laboratório. O valor do resistor de cauda foi mantido igual a 1180 ohms. O valor da capacitância do divisor capacitivo também foi mantida em 2,4 nF. De posse destes valores, foram realizados estudos computacionais utilizando o circuito elétrico equivalente mostrado na Figura 3.16, promovendo alterações nos valores do resistor de frente externo e do indutor de ar do circuito elétrico do gerador de impulsos, até obter-se perfis de formas de onda de tensões impulsivas similares às sobretensões típicas produzidas por correntes de descargas atmosféricas reais. O circuito simulado na Figura 3.16 também permite a avaliação da amplitude da tensão de teste aplicada à carga, através da definição do valor de tensão na placa positiva ( $U(0)^+$ ) do capacitor  $C_1$ . Por meio deste método foram determinados os valores dos parâmetros do circuito do gerador de impulsos apropriados para reproduzir os perfis de tensões impulsivas típicas.

Desta maneira, foram definidas três formas de onda de sobretensões impulsivas para realização dos testes de suportabilidade elétrica a impulso atmosférico não normalizado. O primeiro tipo de tensão impulsiva possui forma de onda com pico único e tempo de frente mais lento (1,37x40,1  $\mu\text{s}$ ) do que a forma de onda padronizada, obtida com resistor de frente externo igual a 190  $\Omega$  associado em série com indutor de 80  $\mu\text{H}/400\text{ A}$ . A segunda tensão impulsiva de ensaio possui forma de onda com pico duplo e tempo de frente (2,6x42,8  $\mu\text{s}$ ) próximo àquele do impulso padrão, obtida com resistor de frente externo igual a 190  $\Omega$  associado em série com indutor de 400  $\mu\text{H}/4\text{ kA}$ . Já a utilização de um resistor de frente externo igual a 90  $\Omega$  associado em série com indutor de 80  $\mu\text{H}/400\text{ A}$ , proporcionou a geração da terceira forma de onda não padronizada do tipo duplo pico e com frente rápida (1,34x45,2  $\mu\text{s}$ ) quando comparada ao impulso padrão.

Após esta etapa, realizou-se a montagem física do circuito elétrico do gerador de impulsos com os valores apropriados dos elementos para realização dos testes de suportabilidade elétrica perante sobretensões impulsivas não padronizadas. Além do registro do perfil da onda de tensão impulsiva gerada, foram registrados os valores do tempo de frente e do tempo de cauda da tensão impulsiva resultante.

### ***3.5.1.1 Geração da tensão impulsiva com forma de onda não padronizada e pico único.***

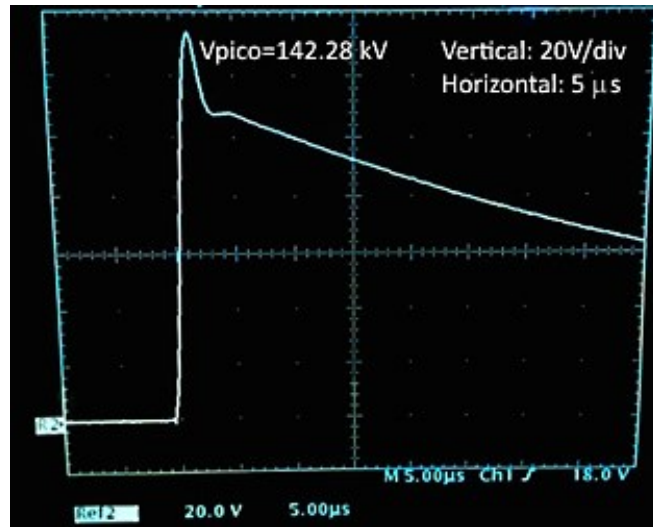
Neste ensaio, a geração da tensão de teste foi proporcionada por meio da conexão de um indutor de 80  $\mu\text{H}/400\text{ A}$ , com núcleo de ar, em série com o resistor de frente externo de 190 ohms do circuito equivalente do gerador de impulso. A Figura 3.22 apresenta a montagem experimental para a realização deste ensaio. As formas de onda da tensão de ensaio obtidas tanto experimentalmente quanto por meio de simulação computacional estão mostradas na Figura 3.23. A tensão de ensaio simulada computacionalmente está expressa em por unidade (pu) da tensão aplicada a um capacitor equivalente aos 4 estágios do gerador de impulsos, conforme descrição do modelo da Figura 3.16.



Figura 3.22 - Montagem experimental para geração da tensão não normalizada com pico único.  
Fonte: Elaborada pelo autor

A forma de onda da tensão de ensaio produzida em laboratório apresentou tempo de frente igual a 1,37  $\mu\text{s}$  e tempo de cauda igual a 40,1  $\mu\text{s}$ .

(a)



(b)

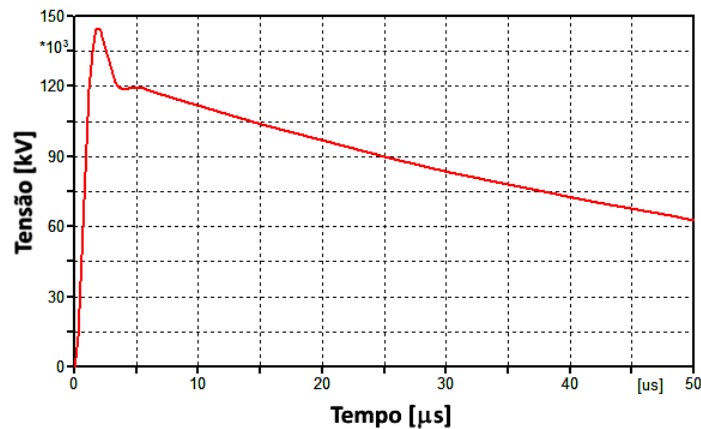


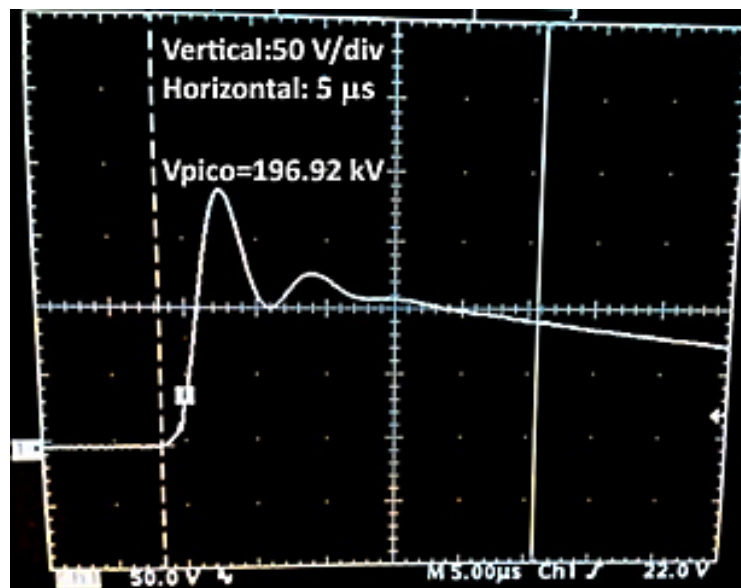
Figura 3.23 - Tensão impulsiva não padronizada com pico único (a) Tensão produzida pelo gerador de impulsos em laboratório. (b) Tensão de impulso simulada computacionalmente com gerador de impulsos modelado no ATP.

Fonte: Elaborada pelo autor

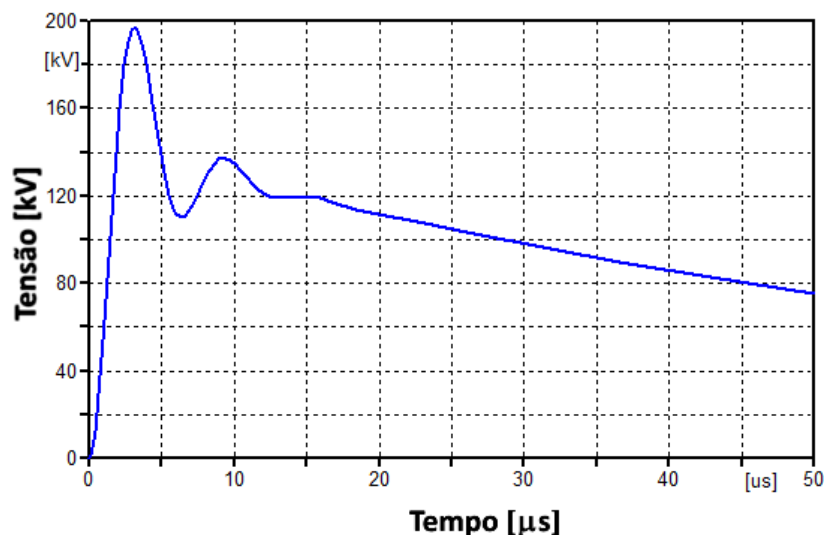
### 3.5.1.2 Geração da tensão impulsiva com forma de onda não padronizada e pico duplo.

A tensão impulsiva com forma de onda do tipo pico duplo foi obtida por meio da inserção de um indutor de 400 μH/4 kA, com núcleo de ar, conectado em série com o resistor de frente externo de 190 ohms no circuito equivalente do gerador de impulso. A forma de onda da tensão de ensaio originada apresentou tempo de frente igual a 2,6 μs e tempo de cauda igual a 42,8 μs, conforme mostrado na Figura 3.24. O primeiro pico ocorreu no instante de tempo de 4,3 μs enquanto que o segundo pico ocorreu no instante de tempo igual a 10,6 μs.





(a) Tensão de ensaio com pico duplo produzida em laboratório com indutor  $400 \mu\text{H}/4 \text{ kA}$ .



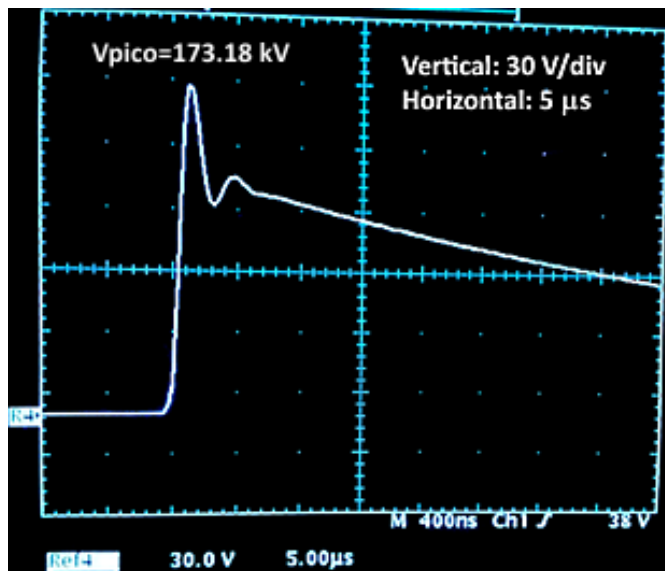
(b) Tensão de impulso do tipo pico duplo simulada computacionalmente com gerador de impulsos modelado no ATP.

Figura 3.24 - Tensão impulsiva não padronizada com pico duplo produzida experimentalmente e simulada computacionalmente no *ATPDraw*.

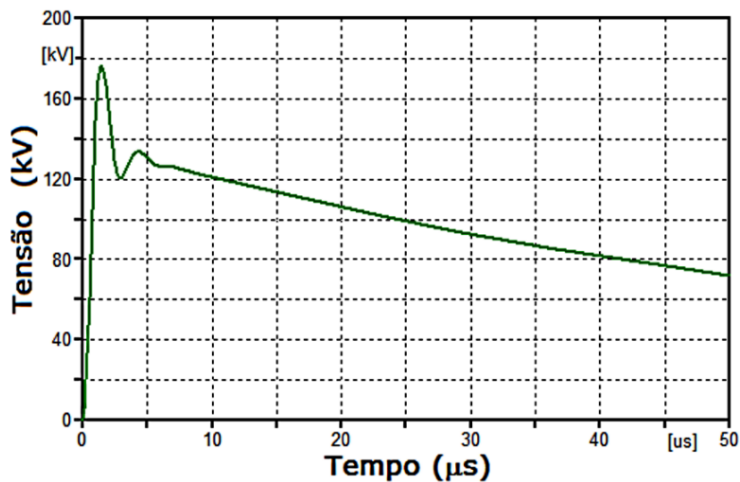
Fonte: Elaborada pelo autor

O terceiro tipo de tensão impulsiva de ensaio foi obtida com emprego do indutor de ar de  $80 \mu\text{H}/400 \text{ A}$  e resistor de frente externo igual a  $90 \text{ ohms}$ . A forma de onda da tensão de ensaio produzida apresentou tempo de frente igual a  $1,37 \mu\text{s}$  e tempo de cauda igual a  $45,2 \mu\text{s}$ . O primeiro pico ocorreu no instante de tempo de  $2,9 \mu\text{s}$  enquanto que o segundo pico ocorreu em aproximadamente  $6,3 \mu\text{s}$ . As formas de onda da tensão de ensaio do tipo pico duplo rápido

obtidas tanto experimentalmente quanto por meio de simulação computacional estão mostradas na Figura 3.25.



(b) Tensão de ensaio com pico duplo produzida em laboratório com indutor 80  $\mu H$ /400 A.



(c) Tensão de impulso do tipo pico duplo rápido simulada computacionalmente com gerador de impulsos modelado no ATP.

Figura 3.25 - Tensão impulsiva não padronizada com pico duplo rápido produzida experimentalmente e simulada computacionalmente no *ATPDraw*.

Fonte: Elaborada pelo autor

### ***3.5.2 Fatores de correção ambientais em testes de suportabilidade elétrica de isolantes gasosos***

O processo físico de disrupção no ar é dependente das condições atmosféricas estabelecidas no local de realização dos ensaios. Dessa forma, é necessário aplicar fatores de correção devido à pressão atmosférica, à umidade e à temperatura do local de ensaio em relação às condições atmosféricas de referência estabelecidas por normas nacionais (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2013) e internacionais (INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION - IEC, 2010):

- Temperatura do bulbo úmido:  $T_0 = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;
- Pressão barométrica: 760 mmHg;
- Umidade (pressão de vapor, pressão absoluta): 15,2 mmHg, 11 g/m<sup>3</sup>.
- Taxa de precipitação: 5 mm/min;
- Resistividade da água: 17800  $\Omega\cdot\text{cm}$ ;
- Ângulo de precipitação: 45°

Em função dos valores das condições climáticas de referência, aplicam-se os fatores de correção expressos na equação (3.13), aos dados de medição obtidos no ensaio a impulso atmosférico.

$$V_r = V_{st} \cdot \left( \frac{\delta}{H} \right)^n = V_{st} \cdot RIS \quad 3.13$$

Onde:

$V_r$  é a tensão crítica ou suportável, a uma dada condição meteorológica;

$V_{st}$  é a tensão crítica ou suportável, nas condições meteorológicas de referência;

$\delta$  é a densidade relativa do ar ou RAD;

$H$  é o fator de correção devido à umidade;

$n$  é o expoente dependente do comprimento do espaçamento, sendo obtido pela curva mostrada na Figura 3.26.

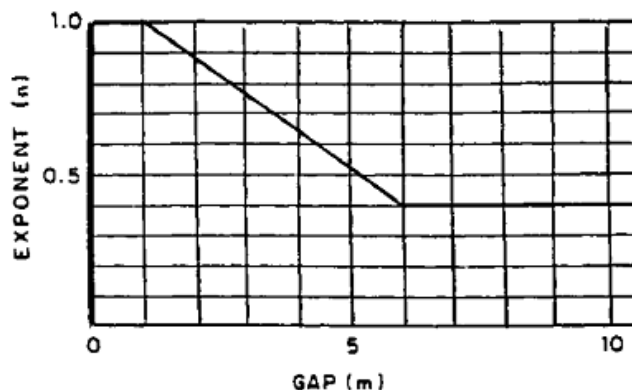


Figura 3.26 - Definição do expoente  $n$  utilizado nos fatores de correção.

Fonte: Adaptada de (INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION - IEC, 2010).

A densidade relativa do ar ( $\delta$ ) utilizada na equação (3.13) pode ser calculado pela expressão (3.14):

$$\delta = 0,386 \cdot \left( \frac{b}{273 + t} \right) \quad 3.14$$

Onde:

**b** é a pressão barométrica em mmHg;

**t** é a temperatura em °C.

A umidade absoluta do ar medida em  $\text{g/m}^3$  é obtida em função das temperaturas de bulbo seco e bulbo úmido, relacionadas pela Figura 3.27

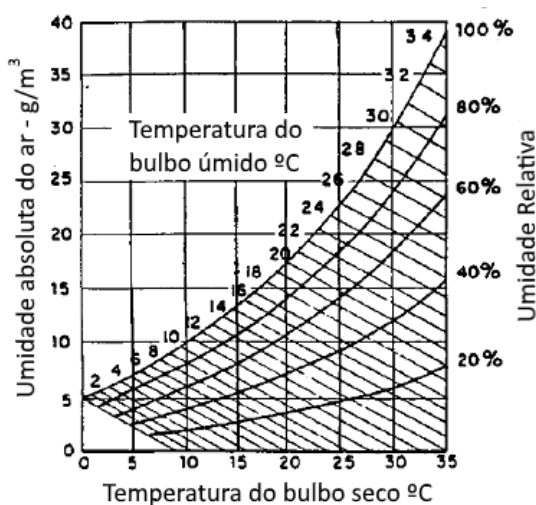


Figura 3.27 - Umidade absoluta do ar obtida a partir das leituras dos termômetros.

Fonte: Adaptada de (INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION - IEC, 2010).

Após a determinação da magnitude da umidade relativa, obtém-se o fator de correção devido a umidade (H) utilizando a curva mostrada na Figura 3.28.

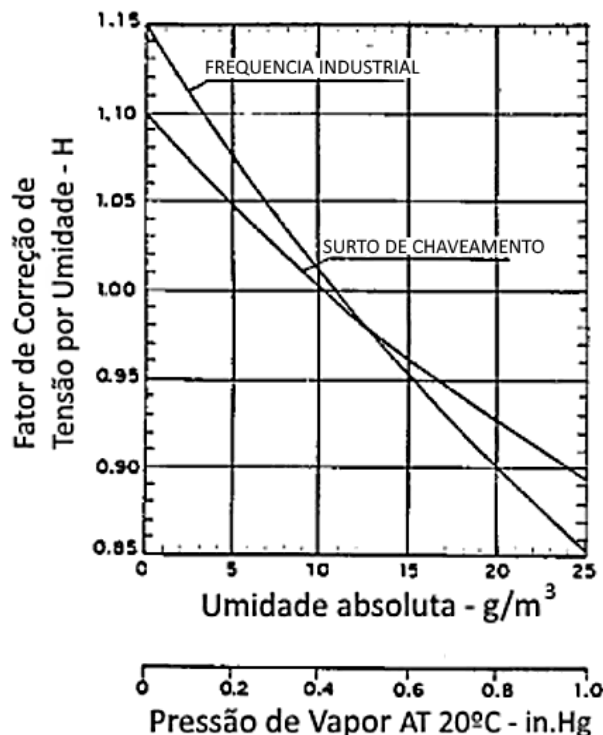


Figura 3.28 - Fator de correção da tensão de ensaio em função da umidade absoluta local.

Fonte: Adaptada de (INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION - IEC, 2010).

### 3.6 RESULTADOS OBTIDOS NOS ENSAIOS COM TENSÃO IMPULSIVA

Nesta seção são apresentados os resultados de ensaios de suportabilidade de um arranjos isolante típico de linhas de transmissão de energia elétrica, composto por isoladores do tipo disco de vidro, submetidos a aplicação de tensões impulsivas com polaridade positiva, e formas de onda normalizada e não normalizadas. Em cada ensaio foi obtida a curva tensão-tempo experimental. Também foram aplicados os métodos *LPM* e *DE* para realizar a predição da curva V-t, com base nos pontos (V, t) obtidos experimentalmente. Os ensaios foram executados considerando quatro etapas de execução, a saber:

- a montagem do circuito gerador de impulsos com parâmetros definidos por simulação computacional;

- a calibração da forma de onda produzida pelo gerador de impulsos;
- a correção dos fatores meteorológicos locais para as condições de referência;
- o levantamento da característica tensão-tempo (curva V-t).

As especificações das unidades de isoladores de disco de vidro que compõem a cadeia ensaiada estão descritas na Tabela 3.3. Os isoladores testados possuíam gravações com especificação de uma carga mecânica de ruptura de 120 kN e ano de 1979. Devido a indisponibilidade de dados técnicos completos sobre este modelo de isolador, as dimensões de diâmetro e de distância de escoamento dos discos foram mensuradas em laboratório.

TABELA 3.3: ESPECIFICAÇÕES DOS ISOLADORES DO TIPO DISCO DE VIDRO ENSAIADOS.

Carga mecânica de ruptura (kN)	120
Diâmetro (mm)	260
Distância de escoamento (mm)	340

Diante desta circunstância, uma pesquisa acerca das especificações de isoladores de disco de vidro foi realizada entre os atuais fabricantes. O catálogo da fabricante de isoladores GRANTEL EQUIPAMENTOS LTDA fornece as especificações de um isolador similar aos ensaiados, com as características resumidas na Tabela 3.4, para fins de comparação com as dimensões do modelo de isolador medidas em laboratório. Devido à concordância entre as dimensões de diâmetro e de distância de escoamento, estes dados técnicos foram utilizados nos estudos computacionais realizados.

TABELA 3.4: ESPECIFICAÇÕES DO ISOLADOR DO TIPO DISCO DE VIDRO DA GRANTEL.

Carga mecânica de ruptura (kN)		120
Diâmetro (mm)		255
Distância de escoamento (mm)		320
Passo (mm)		146
Tensão atmosférica a seco (kV)		100
Tensão suportável a frequência industrial	a seco (kV)	70
	sob chuva (kV)	40

Fonte: Extraído do Catálogo da GRANTEL EQUIPAMENTOS LTDA.

A cadeia de isoladores ensaiada neste trabalho é composta por dois discos de vidro com o mesmo arranjo visto na Figura 3.29. Considerando o passo de 146 mm, a cadeia de isoladores com dois discos de vidro apresenta um comprimento total de 292 mm de comprimento.

A montagem experimental foi executada com observância das recomendações contidas na norma ABNT NBR 5032 (2014). Segundo esta norma, os isoladores devem ser montados de maneira a simular suas condições normais de uso para a realização de ensaios. Estas instruções de montagem dos isoladores para realização de ensaios objetivam universalizar as condições de ensaio para que seus resultados possam ser confrontados com aqueles obtidos em estudos realizados em outros países. Portanto, quatro recomendações devem ser atendidas na execução da montagem experimental para realização de testes de suportabilidade a impulso atmosférico envolvendo uma cadeia de isoladores em posição vertical:

- i. a cadeia deve ser suspensa por meio de um cabo condutor, ou outro condutor adequado, preso a uma estrutura aterrada. Para tanto foi utilizado um gancho condutor suspenso por ponte rolante móvel, aterrado por meio de uma cordoalha de cobre, conforme pode ser observado na Figura 3.29. A norma também recomenda que nenhum objeto deve permanecer a uma distância menor do que 1,5 vezes o comprimento da cadeia.
- ii. abaixo do último isolador deve ser ligado um condutor de forma cilíndrica, reto e liso, de maneira a ficar em plano horizontal e tão próximo quanto possível da saia desse isolador inferior da cadeia. O diâmetro deste condutor horizontal deve ser de 1,5% do comprimento da cadeia, com um mínimo de 25 mm. Foi então utilizado condutor com diâmetro mínimo de 25 mm. Na montagem experimental executada, a distância entre a saia do isolador inferior e o cabo condutor foi de 13 cm.
- iii. o comprimento do condutor deve ser de 1,5 vezes o comprimento da cadeia e deve estender-se pelo menos 1 metro de cada lado do eixo vertical da cadeia;
- iv. devem ser tomadas precauções para evitar a ocorrência de descargas nas pontas do condutor. O condutor deve situar-se a uma altura mínima do chão de pelo menos 1,5 vezes o comprimento da cadeia, com um mínimo de 1 metro. A tensão deve ser aplicada entre o condutor e o gancho aterrado. Em atendimento a esta recomendação, a montagem experimental mostrada na Figura 3.29 envolveu a utilização de um condutor estendido a uma altura de 3,2 metros do solo e a tensão impulsiva de teste foi aplicada ao cabo condutor abaixo da cadeia de isoladores por meio de cordoalha de cobre.



Figura 3.29 - Montagem laboratorial para testes a impulso atmosférico aplicado à cadeia de isoladores de disco de vidro.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Conforme pode ser observado na Figura 3.29, a cadeia de isoladores foi suspensa por um gancho, e este por sua vez conectado à terra. A tensão de ensaio foi aplicada ao cabo condutor conectado ao isolador inferior da cadeia. Os ensaios foram realizados somente com tensão de teste com polaridade positiva, uma vez que esta exibe menores valores de suportabilidade elétrica. Foram realizadas quatro rotinas de ensaios. Um ensaio foi realizado com tensão impulsiva normalizada enquanto que três ensaios utilizaram tensões impulsivas com formas de



onda não normalizadas, dos tipos pico único, pico duplo e pico duplo rápido, tipicamente produzidas por correntes de descargas reais. Assim foi possível comparar o desempenho do arranjo isolante solicitado por sobretensões com forma de onda normalizada e por sobretensões com formas de onda não normalizadas, similares às sobretensões reais.

Inicialmente foi realizado ensaio para levantamento da curva V-t obtida com aplicação da tensão impulsiva normalizada ao arranjo isolante constituído por uma cadeia de isoladores com dois discos de vidro. Posteriormente, foram realizados ensaios para levantamento da curva V-t deste arranjo isolante submetido à tensões com formas de onda não normalizadas baseadas em sobretensões produzidas por correntes de descargas elétricas típicas. Para cada um dos quatro ensaios realizados, o valor da tensão disruptiva crítica (*CFO*) foi obtido por meio da execução de ensaio de tensão de descarga a 50% utilizando o método *up and down*. Segundo a norma ABNT IEC NBR 60060-1 (2013) o *CFO* é determinado com base na aplicação de, no mínimo, 30 ondas impulsivas padronizadas do tipo 1,2x50  $\mu$ s, sob condições ambientais de referência para ensaio a seco:

- Temperatura: 20 °C;
- Pressão atmosférica: 101,3 kPa (1013 mbar);
- Umidade absoluta: 11 g/m<sup>3</sup>.

### ***3.6.1 Ensaio de tensão impulsiva com forma de onda padrão de tensão aplicada à cadeia com dois isoladores de disco de vidro.***

A forma de onda da tensão de impulso produzida pelo gerador de impulsos para condução dos testes nos isoladores de transmissão possui tempo de frente de 1,05  $\mu$ s e tempo de meio valor na cauda de 52  $\mu$ s. Esta forma de onda já foi descrita no item 3.5 e representada na Figura 3.18.

Os dados meteorológicos locais medidos durante o ensaio com a forma de onda normalizada estão resumidos na Tabela 3.5.

TABELA 3.5: CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS

Temperatura ambiente [°C]	20,1
Temperatura bulbo seco [°C]	15
Umidade Relativa [%]	62
Umidade Absoluta [g/m <sup>3</sup> ]	11
Pressão atmosférica [mmHg]	698

Aplicando as equações de correção de condições meteorológicas locais para as condições de referência, aos dados da Tabela 3.5, encontramos os fatores de correção compilados na Tabela 3.6. Estes fatores de correção foram aplicados aos valores das tensões disruptivas registrados experimentalmente.

TABELA 3.6: FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA.

Densidade relativa do ar ( $\delta$ )	0,919
Umidade absoluta (H)	0,99
Expoente de ajuste (n)	1
RIS	0,928

A Tabela 3.7 apresenta os pontos (V, t) médios selecionados a partir do ensaio impulsivo com forma de onda padrão para levantamento da característica tensão-tempo. Os valores das tensões disruptivas estão corrigidos pelos fatores calculados na Tabela 3.6 e também pela relação de tensão do divisor capacitivo (1074 V) do gerador de impulsos.

TABELA 3.7: PONTOS (V, t) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM IMPULSO PADRÃO DE TENSÃO APLICADO A DOIS ISOLADORES DE DISCO DE VIDRO.

Pontos selecionados		Tensão corrigida para condições de referência V <sub>st</sub> [kV]	Tensão corrigida por relação do divisor capacitivo V <sub>disruptiva</sub> (x 1,074 kV)
t [μs]	V [kV]		
4,96	183,6	195,737	210,221
4,52	186	198,295	212,969
4,22	188,4	200,854	215,717
3,96	193,2	205,971	221,213
3,34	204	217,485	233,579
2,58	220,8	235,396	252,815
2,02	244	260,129	279,379
1,336	264,8	282,304	303,195

A realização do teste de tensão crítica disruptiva a impulso atmosférico utilizando o método de acréscimos e decréscimos (método *up and down*) forneceu um valor de *CFO* igual a 196,3 kV. Uma consulta a catálogos de um fabricante nacional (Catálogo de Isoladores de Vidro de Suspensão - Grantel Equipamentos Ltda) indicou o valor de tensão a impulso atmosférico a 50% de 100 kV para cada unidade deste tipo de isolador. A Figura 3.30 apresenta alguns oscilogramas obtidos para este ensaio mostrando a ocorrência da disrupção em diferentes instantes de tempo, para fins de ilustração do procedimento experimental:

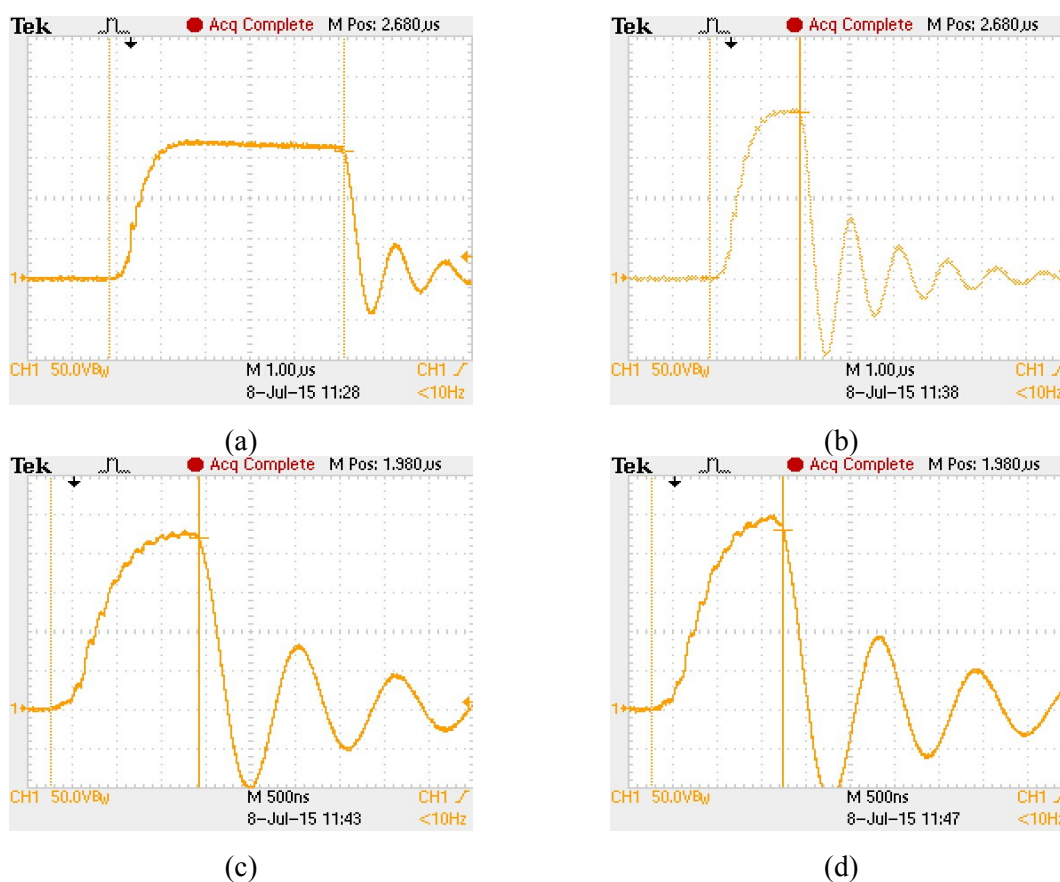


Figura 3.30 - Registros de disrupções em diferentes instantes de tempo para impulso padrão.

(a)  $V=170$  kV e  $t = 5,28\mu s$ . (b)  $V=208$  kV e  $t = 2,04\mu s$ .

(c)  $V=228$  kV e  $t = 1,66\mu s$ . (d)  $V=248$  kV e  $t = 1,48\mu s$ .

Fonte: Elaborada pelo autor.

A curva *V-t* obtida experimentalmente está representada na Figura 3.31 para impulso com polaridade positiva. Nesta figura estão igualmente representadas as curvas *V-t* previstas tanto pelo método DE quanto pelos métodos *LPM*. Foram utilizados o *LPM CIGRÉ*, o *LPM WANG* e *LPM CIGRÉ Adaptado* proposto neste trabalho. Nesta figura também estão representados todos

os pontos (V,t) obtidos com a realização do ensaio de tensão impulsiva padrão. Para o traçado da curva V-t experimental, foram selecionados um total de 8 pontos (V,t) médios dentre o total de pontos (V,t) registrados.

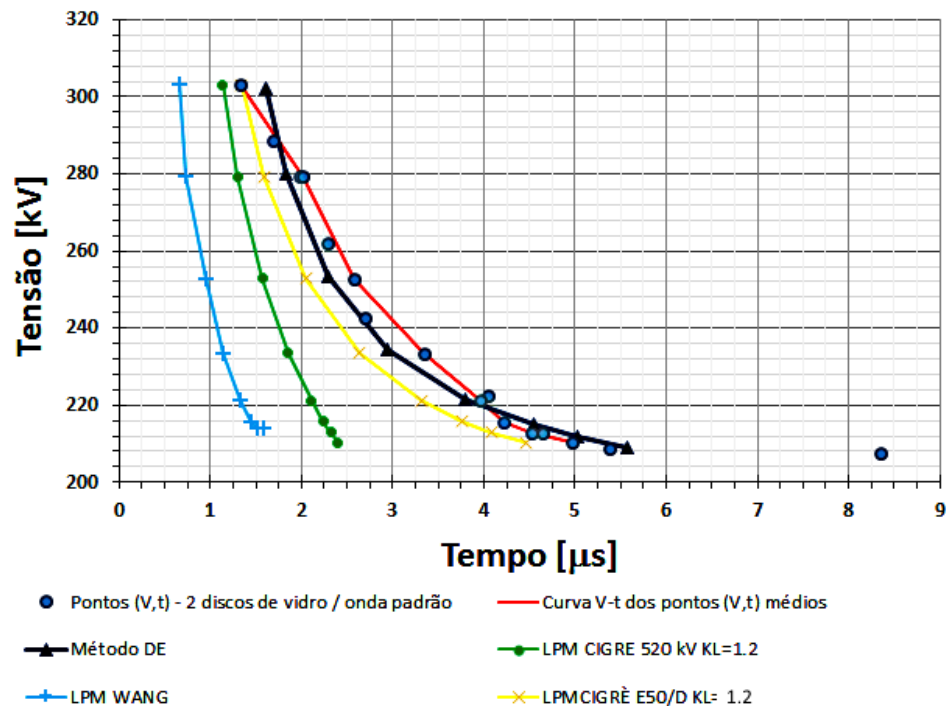


Figura 3.31 – Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetido a impulso padrão de tensão.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A curva V-t prevista pelo *LPM WANG* não foi capaz de reproduzir a curva V-t experimental, apresentando um valor máximo de erro absoluto de -84,26 kV, representando um erro percentual de -28,58%, no instante de tempo  $t = 1,58 \mu s$ . Ressalta-se que este valor de erro percentual refere-se à diferença entre o valor de tensão disruptiva na curva V-t experimental (294,79 kV) e o respectivo valor de tensão disruptiva da curva V-t prevista pelo *LPM WANG* (210,53 kV), no instante de tempo de 1,58 μs. Este valor de erro absoluto representa 42,92% do valor do *CFO* experimental. O modelo *LPM WANG* determinou a ocorrência de disrupções em intervalos de tempo muito inferiores aos valores registrados experimentalmente, devido ao início precoce da fase de propagação do *líder*, conforme descrito na seção 3.2.2. O modelo *LPM WANG* utiliza um valor de gradiente crítico de potencial igual a 166,8 kV/m, calculado pelo critério  $(400 \cdot D + 50)$  de Motoyama (1996) para início da fase de propagação do *líder*.

O *LPM CIGRÈ* apresentou um erro absoluto máximo de -51,19 kV no instante de tempo de 2,4  $\mu$ s, correspondendo a um erro percentual de -19,58 %. Este valor de erro absoluto representa 26,07% do valor do *CFO* experimental. De maneira análoga ao resultado obtido com o *LPM WANG*, o *LPM CIGRÈ* também apresentou grandes discrepâncias nos instantes de tempo de disrupção previstos quando comparados aos valores observados na curva V-t experimental, não sendo capaz de reproduzir a curvatura exibida pela curva V-t experimental, prevendo instantes de tempo de disrupção muito inferiores àqueles observados com a realização dos ensaios. Já o método *LPM CIGRÈ Adaptado*, proposto neste trabalho, apresentou um erro absoluto de -25,1 kV no instante de tempo de 2,056  $\mu$ s, representando um erro percentual de -9,03%. Este valor de erro absoluto representa 12,78% do valor do *CFO* experimental. Portanto, o modelo *LPM CIGRÈ Adaptado* apresentou erros absolutos máximos muito inferiores aos modelos *LPM WANG* e *LPM CIGRÈ*, além de ser capaz de prever a curvatura observada experimentalmente na curva representada pelos pontos (V,t) médios, exibindo maior exatidão na reprodução da curva V-t experimental.

Já o método de Efeito Disruptivo foi capaz de realizar a predição dos instantes de tempo de disrupção registrados experimentalmente com exatidão muito superior aos valores previstos pelos modelos *LPM* descritos acima. O erro absoluto máximo foi de -13 kV em 2,29  $\mu$ s, representando uma diferença percentual de -4,88%. A Tabela 3.8 apresenta um resumo dos

TABELA 3.8: ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS *LPM* E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PADRÃO.

Pontos (V,t)		LPM Wang	LPM CIGRÈ	LPM CIGRÈ Adaptado	Método DE
t [ $\mu$ s]	V [kV]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]
1,336	303,19	0,67	1,13	1,34	1,61
2,02	279,37	0,73	1,30	1,59	1,83
2,58	252,81	0,95	1,57	2,05	2.29
3,34	233,57	1,14	1,85	2,64	2.94
3,96	221,21	1,33	2,11	3,31	3.8
4,22	215,71	1,45	2,24	3,77	4.54
4,52	212,96	1,51	2,32	4,08	5.02
4,96	210,22	1,59	2,40	4,46	5.57
Erros percentuais máximos [%]		-28,58	-19,58	-9,03	-4,88

instantes de tempo de disrupção obtidos para o arranjo isolante composto por dois discos de vidro submetido à tensão impulsiva padrão, além dos erros percentuais máximos calculados para cada modelo *LPM* e também para o método DE. Estes valores de erros percentuais máximos tratam da diferença entre os valores de tensões na curva V-t prevista pelos modelos *LPM* e DE e os respectivos valores de tensão na curva V-t experimental.

### ***3.6.2 Ensaios de tensão impulsiva com formas de onda não normalizadas aplicadas em isoladores de disco de vidro.***

Neste item são apresentados os resultados dos testes de suportabilidade a impulso atmosférico utilizando formas de onda de tensões não normalizadas, tipicamente produzidas por correntes de descargas atmosféricas reais. Para tanto, foram utilizadas as formas de onda de tensões dos tipos pico único, pico duplo e pico duplo rápido descritas na seção 3.5.1 e representadas nas Figuras 3.23, 3.24 e 3.25, respectivamente. Tais perfis de tensões impulsivas não normalizadas foram aplicados ao arranjo isolante composto por dois discos de vidro com a mesma configuração de teste utilizada para o ensaio com impulso padrão de tensão descrito na seção anterior.

#### ***3.6.2.1 Ensaio de tensão impulsiva com forma de onda não normalizada do tipo pico único.***

Os dados meteorológicos locais medidos durante a realização deste ensaio estão resumidos na Tabela 3.9.

TABELA 3.9: CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS PARA ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO ÚNICO.

Temperatura bulbo úmido [°C]	16 [°C]
Temperatura bulbo seco [°C]	20,9 [°C]
Umidade Relativa [%]	63 [%]
Umidade Absoluta [g/m <sup>3</sup> ]	12 [g/m <sup>3</sup> ]
Pressão atmosférica [mmHg]	698

A Tabela 3.10 apresenta os fatores de correção das condições meteorológicas locais de ensaio para as condições de referências. Estes fatores de correção foram utilizados para corrigir os valores das tensões disruptivas registradas experimentalmente para as condições meteorológicas de referência.

TABELA 3.10: FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA – ENSAIO COM TENSÃO DE TESTE DO TIPO PICO ÚNICO.

Densidade relativa do ar ( $\delta$ )	0,917
Umidade absoluta (H)	0,98
Expoente de ajuste (n)	1
RIS	0,935

A Tabela 3.11 apresenta os pontos (V, t) médios selecionados a partir do ensaio de tensão impulsiva com forma de onda não normalizada do tipo pico único. Os valores de tensão disruptiva obtidos no ensaio estão corrigidos pelos fatores de correção da Tabela 3.10 e também pela relação de tensão do divisor capacitivo (1074 V) do gerador de impulsos.

TABELA 3.11: PONTOS (V, t) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO ÚNICO.

Pontos selecionados		Tensão corrigida para condições de referência V <sub>st</sub> [kV]	Tensão corrigida por relação do divisor capacitivo V <sub>disruptiva</sub> (x 1.074 kV)
t [μs]	V [kV]		
1,92	253,28	270,88	290,93
2,18	239,08	255,70	274,63
2,36	219,89	235,18	252,58
2,9	210,30	224,92	241,56
3,5	205,10	219,36	235,59
3,68	204,50	218,72	234,90
3,98	202,70	216,79	232,83
4,98	201,50	215,51	231,46

A realização do ensaio de tensão de descarga a 50% com forma de onda não normalizada do tipo pico único, utilizando o método de acréscimos e decréscimos forneceu um valor de CFO igual a 209,2 kV.

A Figura 3.32 apresenta as curvas V-t obtidas para impulso com polaridade positiva e tensão de teste não normalizada do tipo pico único (1,37x40 μs).

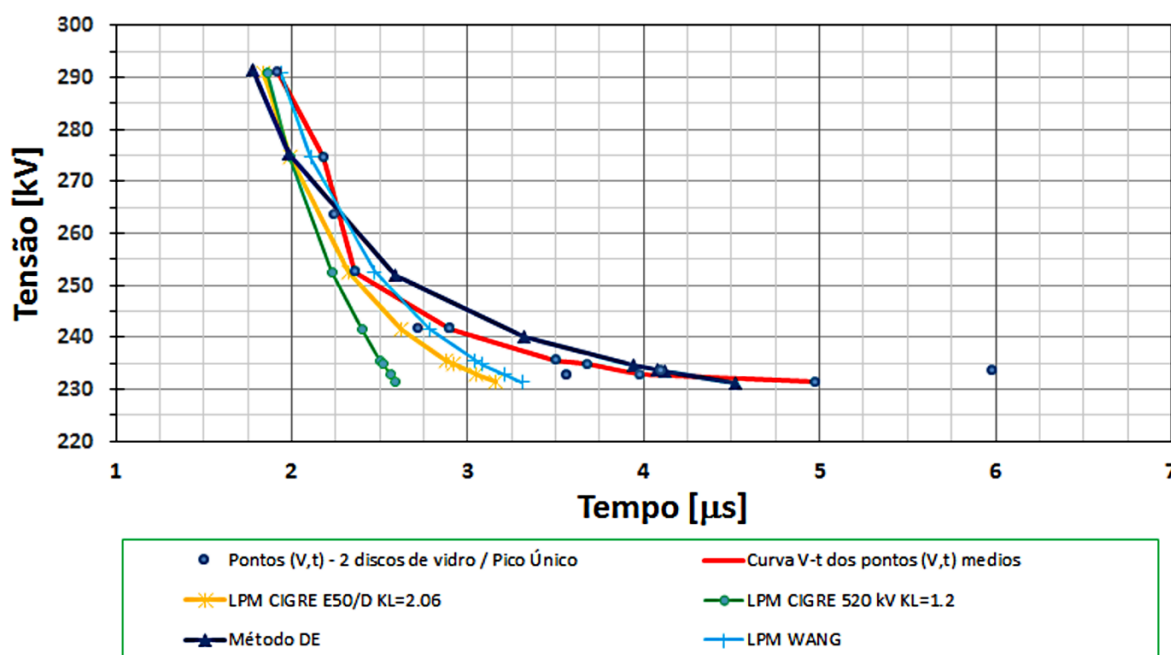


Figura 3.32 – Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetido a impulso não normalizado de tensão do tipo pico único.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A curva V-t prevista pelo *LPM WANG* apresentou um valor máximo de erro absoluto de -6,03 kV, representando um erro percentual de -2,54%, no instante de tempo  $t = 3,31 \mu s$ . Este valor de erro absoluto representa 2,89% do valor do *CFO* experimental. O modelo *LPM* de Wang apresentou boa concordância com curva V-t experimental até o instante de tempo de 2,7  $\mu s$ . Após este instante de tempo, os valores de tensão disruptiva previstos pelo *LPM WANG* se tornam mais conservativos do que aqueles obtidos experimentalmente. O *LPM CIGRE* apresentou um erro absoluto máximo de -16,3 kV no instante de tempo de 2,56  $\mu s$ , correspondendo a um erro percentual de -6,58%. Este valor de erro absoluto representa 7,79% do valor do *CFO* experimental. Novamente, o *LPM CIGRE* foi o que apresentou maior discrepância entre as curvas V-t prevista e experimental, não sendo capaz de reproduzir a curvatura exibida pela curva V-t experimental. O mais elevado valor de instante de tempo de ruptura previsto por este modelo *LPM* foi de 2,56  $\mu s$ . A extrapolação da curva V-t prevista pelo *LPM CIGRE* até o instante de tempo de 16  $\mu s$  resultaria em um valor de tensão crítica disruptiva a 50% muito inferior ao valor de *CFO* obtido pelo método *up and down*. Já o método *LPM CIGRE Adaptado*, proposto neste trabalho, apresentou um erro absoluto de -12,74 kV no



instante de tempo de 2,17  $\mu\text{s}$ , representando um erro percentual de -4,63%. Este valor de erro absoluto representa 6,09% do valor do *CFO* experimental. Para este caso, a curva V-t prevista pelo *LPM WANG* apresentou a menor discrepância quando comparada à curva V-t média obtida experimentalmente. Adicionalmente, o *LPM CIGRÈ Adaptado* também exibiu boa concordância com a curva (V,t) experimental, além de reduzir o erro absoluto máximo em 3,56 kV quando comparado ao erro obtido com a utilização do *LPM CIGRÈ* tradicional.

A utilização do método de efeito disruptivo selecionou um valor base para tensão disruptiva crítica igual a 223,84 kV e um valor base de efeito disruptivo igual a 0,039391 kV- $\mu\text{s}$ . De forma similar aos resultados obtidos para o teste de tensão de descarga a 50% padrão, a aplicação do método DE neste caso, resultou na reprodução da curva V-t experimental com erro absoluto máximo de -11,84 kV no instante de tempo igual a 1,98  $\mu\text{s}$ , representando um erro percentual de -4,30%. A Tabela 4.12 apresenta um resumo dos instantes de tempo de disrupção obtidos para o arranjo isolante composto por dois discos de vidro submetido à tensão impulsiva com forma de onda real do tipo pico único, além dos erros percentuais máximos observados tanto para os modelos *LPM* quanto para o método DE.

TABELA 3.12: ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS *LPM* E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO ÚNICO.

Pontos (V,t)		LPM Wang	LPM CIGRÈ	LPM CIGRÈ Adaptado	Método DE
t [ $\mu\text{s}$ ]	V [kV]	t [ $\mu\text{s}$ ]	t [ $\mu\text{s}$ ]	t [ $\mu\text{s}$ ]	t [ $\mu\text{s}$ ]
1,92	290,93	1,94	1,86	1,84	1,78
2,18	274,63	2,11	1,99	1,99	1,98
2,36	252,58	2,47	2,23	2,32	2,59
2,9	241,56	2,78	2,4	2,62	3,32
3,5	235,59	3,04	2,5	2,88	3,94
3,68	234,90	3,08	2,52	2,92	4,08
3,98	232,83	3,21	2,56	3,05	4,12
4,98	231,46	3,31	2,59	3,16	4,52
Erros percentuais máximos [%]		-2,54	-6,58	-4,63	-4,30

É importante ressaltar que, para instantes de tempo de disrupção anteriores a 2,26  $\mu\text{s}$ , a curva V-t reproduzida pelo método DE apresentou valores de tensão disruptiva mais discrepantes quando comparados àqueles da curva V-t experimental, resultando, inclusive, em erros superiores aos valores previstos pelos modelos *LPM* considerados.

Ao observarmos os instantes de tempo de disrupção referentes aos pontos 6, 7 e 8, registrados experimentalmente, percebe-se que as curvas de suportabilidade elétrica previstas pelos modelos *LPM* determinaram instantes de tempo de disrupção muito inferiores aos valores obtidos no ensaio. Em contrapartida, o método DE foi capaz de prever os instantes de tempo de disrupção para estes mesmos pontos com precisão muito superior aos modelos *LPM*, conforme pode-se comprovar pelos valores apresentados na Tabela 3.12, revelando-se mais apropriado para a reprodução integral da característica de suportabilidade do arranjo isolante submetida à tensão impulsiva com forma de onda do tipo pico único.

### ***3.6.2.2 Ensaio de tensão de descarga a 50% para impulso atmosférico não normalizado do tipo pico duplo.***

Os dados meteorológicos locais medidos durante a realização deste ensaio estão resumidos na Tabela 3.13.

TABELA 3.13: CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS PARA ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO.

Temperatura bulbo úmido [°C]	21,1 [°C]
Temperatura bulbo seco [°C]	17 [°C]
Umidade Relativa [%]	63 [%]
Umidade Absoluta [g/m <sup>3</sup> ]	14 [g/m <sup>3</sup> ]
Pressão atmosférica [mmHg]	698

A Tabela 3.14 resume os valores dos fatores de correção das condições meteorológicas locais de ensaio, que foram aplicados aos valores de tensão disruptiva registrados experimentalmente para corrigí-los para as condições de referência. Os pontos (V, t) médios selecionados a partir do ensaio de tensão suportável a impulso atmosférico com forma de onda não normalizada do tipo pico duplo estão resumidos na Tabela 3.15.

TABELA 3.14: FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA – ENSAIO COM TENSÃO DE TESTE DO TIPO PICO DUPLO.

Densidade relativa do ar ( $\delta$ )	0,916
Umidade absoluta (H)	0,970
Expoente de ajuste (n)	1
RIS	0,944

TABELA 3.15: PONTOS (V, t) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO.

Pontos selecionados		Tensão corrigida para condições de referência V <sub>st</sub> [kV]	Tensão corrigida por relação do divisor capacitivo V <sub>disruptiva</sub> (x 1.074 kV)
t [μs]	V [kV]		
2,66	278,4	294,91	316,73
2,88	263,2	278,81	298,53
2,96	262,4	277,96	293,98
3,27	258,4	273,72	273,05
3,48	244,8	259,32	262,12
4,12	240	254,23	234,82
4,46	230,4	244,06	230,27
4,88	235,2	249,15	227,54

Para este caso, o ensaio de tensão de descarga a 50% forneceu um valor de *CFO* igual a 211,7 kV. A Figura 3.33 apresenta as curvas V-t obtidas para impulso com polaridade positiva e tensão de teste não normalizada do tipo pico duplo (2,6x42,8 μs).

Diferentemente dos resultados obtidos nos casos anteriores, a curva V-t prevista pelo LPM WANG exibiu grande discrepância da curva experimental composta pelos pontos (V,t) médios. O erro absoluto máximo foi de 56,67 kV, representando um erro percentual de 21,8%, no instante de tempo  $t = 3,531 \mu s$ . Este valor de erro absoluto representa 26,77% do valor do CFO experimental. A curva V-t prevista pela aplicação do LPM WANG exibiu valores de tensão disruptiva muito superiores para todos os instantes de tempo de ruptura experimentais. Desta forma, a utilização deste modelo LPM superestima a suportabilidade dos isoladores submetidos à tensões impulsivas com esta forma de onda real do tipo pico duplo. Ademais, o LPM proposto por WANG não previu a ocorrência de ruptura para os pontos (V,t) 6, 7 e 8, conforme pode ser observado pela curva (V,t) plotada em azul claro na Figura 3.33. Para que o LPM WANG determinasse a ocorrência de ruptura referentes aos pontos 6, 7 e 8 experimentais

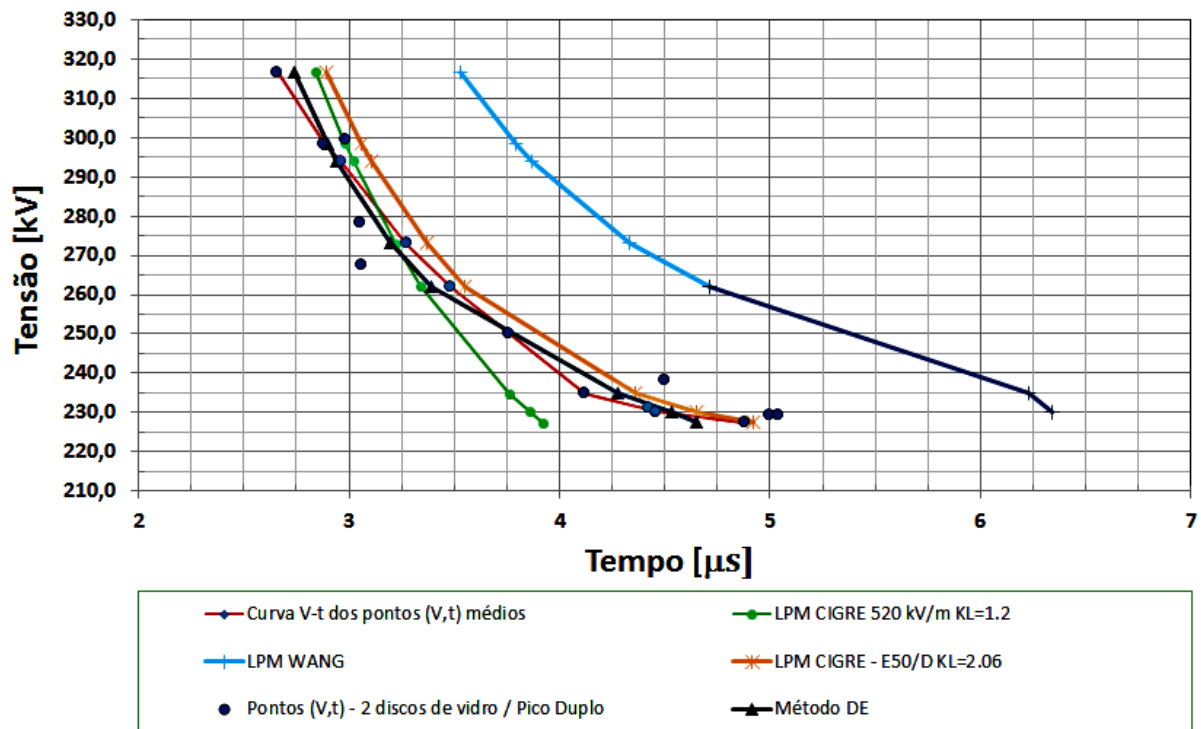


Figura 3.33 – Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetido a impulso não normalizado de tensão do tipo pico duplo.

Fonte: Elaborada pelo autor.

foi necessário elevar gradativamente os valores de tensão impulsiva aplicados até o registro da disrupção, por meio da realização de sucessivas simulações. Os valores de tempo de disrupção previstos para estes pontos estão plotados na curva (V,t) prevista pelo *LPM WANG* na Figura 3.31 na cor azul escuro.

O uso do *LPM CIGRÈ* apresentou um erro absoluto máximo de -15,77 kV no instante de tempo de 3,92  $\mu$ s, correspondendo a um erro percentual de -6,48%. Este valor de erro absoluto representa 7,45% do valor do *CFO* experimental. Novamente, o *LPM CIGRÈ* não foi capaz de reproduzir a curvatura observada na curva V-t experimental. A extrapolação da curva V-t prevista pelo *LPM CIGRÈ* até o instante de tempo de 16  $\mu$ s aponta para um valor de tensão crítica disruptiva a 50% muito inferior ao valor de *CFO* obtido pelo método *up and down*. Em contrapartida, o método *LPM CIGRÈ Adaptado* apresentou um erro absoluto de 18,61 kV no instante de tempo de 2,898  $\mu$ s, representando um erro percentual de 6,24%. Este valor de erro absoluto representa 8,79% do valor do *CFO* experimental. Para este caso, a curva (V,t) prevista pelo *LPM CIGRÈ Adaptado* apresentou valores de tensão disruptiva praticamente

coincidentes com a curva (V,t) experimental para instantes de tempo próximos a 5  $\mu$ s, destacando sua capacidade de reprodução da característica V-t experimental com exatidão.

Neste caso, o método de efeito disruptivo selecionou um valor base para tensão disruptiva crítica igual a 211,7 kV e um valor base de efeito disruptivo igual a 0,065903 kV- $\mu$ s. Novamente, a aplicação do método DE resultou na reprodução da curva V-t experimental com exatidão superior aos modelos *LPM* considerados. O erro absoluto máximo foi de apenas 6,5 kV, registrado no instante de tempo igual a 2,741  $\mu$ s, representando um erro percentual de 2,1%. Este valor de erro absoluto máximo representa 3,07% do valor da tensão disruptiva crítica obtida pelo método *up and down* (211,7 kV).

A Tabela 3.16 apresenta um resumo dos instantes de tempo de disrupção obtidos para o arranjo isolante composto por dois discos de vidro submetido à tensão impulsiva com forma de onda real do tipo pico duplo, além dos erros percentuais máximos observados para cada modelo.

Para este caso, tanto o *LPM CIGRÈ* Adaptado quanto o método DE exibiram capacidade de reprodução da suportabilidade dielétrica do arranjo isolante com boa exatidão, sendo que o método DE mostrou-se mais conservativo quando comparado ao *LPM CIGRÈ* Adaptado, ao determinar instantes de tempo de disrupção inferiores àqueles observados experimentalmente.

TABELA 3.16: ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS *LPM* E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO DUPLO.

Pontos (V,t)		LPM Wang	LPM CIGRÈ	LPM CIGRÈ adaptado	Método DE
t [ $\mu$ s]	V [kV]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]
2,66	316,73	3,53	2,84	2,89	2,74
2,88	298,53	3,79	2,98	3,06	2,9
2,96	293,98	3,87	3,02	3,11	2,94
3,27	273,05	4,33	3,22	3,37	3,2
3,48	262,12	4,71	3,34	3,55	3,39
4,12	234,82	6,23	3,76	4,36	4,28
4,46	230,27	6,34	3,86	4,65	4,53
4,88	227,54	6,34	3,92	4,92	4,65
Erros percentuais máximos [%]		21,80	-6,48	6,24	2,10

### 3.6.2.3 Ensaio de tensão impulsiva com forma de onda não normalizada do tipo pico duplo rápido

A Tabela 3.17 resume os dados meteorológicos locais medidos durante a realização deste ensaio e os valores dos fatores de correção das condições meteorológicas locais de ensaio, que foram aplicados aos valores de tensão disruptiva registrados experimentalmente para corrigi-los para as condições de referência.

TABELA 3.17: CONDIÇÕES METEOROLÓGICAS LOCAIS E FATORES DE CORREÇÃO PARA CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS DE REFERÊNCIA OBTIDOS PARA O ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.

Dados meteorológicos		Fatores de correção	
Temperatura bulbo úmido [°C]	22,5 [°C]	Densidade relativa do ar ( $\delta$ )	0,912
Temperatura bulbo seco [°C]	15 [°C]	Umidade absoluta (H)	1
Umidade Relativa [%]	50 [%]	Expoente de ajuste (n)	1
Umidade Absoluta [g/m <sup>3</sup> ]	10 [g/m <sup>3</sup> ]	RIS	0,912
Pressão atmosférica [mmHg]	698		

Os pontos (V, t) médios selecionados a partir do ensaio impulsiva com forma de onda não normalizada do tipo pico duplo rápido estão resumidos na Tabela 3.18.

TABELA 3.18: PONTOS (v, t) OBTIDOS A PARTIR DO ENSAIO COM TENSÃO IMPULSIVA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.

Pontos selecionados		Tensão corrigida para condições de referência V <sub>st</sub> [kV]	Tensão corrigida por relação do divisor capacitivo V <sub>disruptiva</sub> (x 1.074 kV)
t [μs]	V [kV]		
1,66	253,6	278,07	298,64
2,1	240,8	264,03	283,57
2,64	229,6	251,75	270,38
3,34	220	241,22	259,07
3,92	216,8	237,71	255,31
4,50	212	232,45	249,65
4,76	209,6	229,82	246,83
5,86	208,8	228,94	245,88

Para este caso, um valor de CFO igual a 225,4 kV foi obtido como resultado do ensaio de tensão de descarga a 50%. A Figura 3.34 apresenta as curvas V-t obtidas para impulso com polaridade positiva e tensão de teste não normalizada do tipo pico duplo rápido (1,34x45,2 μs).

Novamente, os modelos LPM CIGRÈ e WANG não foram capazes de prever a característica de suportabilidade levantada experimentalmente. As curvas V-t previstas por estes dois modelos LPM não reproduzem a concavidade observada na curva V-t experimental. A curva V-t prevista pelo LPM WANG apresentou erro absoluto máximo de -19,7 kV, representando um erro percentual de -7,39%, no instante de tempo  $t = 2,883 \mu\text{s}$ . Este valor de erro absoluto representa 8,74% do valor do CFO experimental. A curva V-t prevista pelo LPM WANG ficou limitada ao instante de tempo de  $2,94 \mu\text{s}$ . A curva V-t prevista pelo LPM CIGRÈ apresentou valor de erro absoluto máximo de -31,06 kV no instante de tempo de  $2,36 \mu\text{s}$ , correspondendo a um erro percentual de -11,21%. Este valor de erro absoluto representa 13,78% do valor do CFO experimental. O método LPM CIGRÈ Adaptado forneceu valores de tensão disruptiva mais conservativos quando comparados aos valores registrados em ensaio. O método LPM CIGRÈ Adaptado, proposto neste trabalho, apresentou um erro absoluto de -14,6 kV no instante de tempo de  $2,7 \mu\text{s}$ , representando um erro percentual de -5,4%. Este valor de erro absoluto representa 6,48% do valor do CFO experimental. Para este caso o LPM CIGRÈ Adaptado exibiu o menor erro percentual entre os modelos LPM considerados.

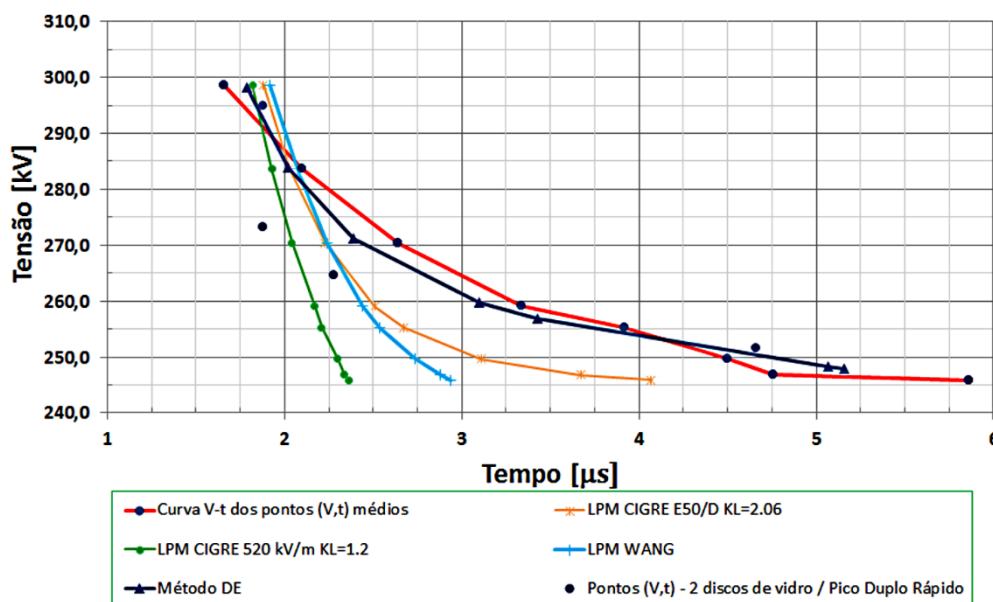


Figura 3.34 – Curvas V-t obtidas para cadeia de isoladores com 2 discos de vidro submetido a impulso não normalizado de tensão do tipo pico duplo rápido.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Neste caso, o método DE selecionou um valor base para tensão disruptiva crítica igual a 245,69 kV ( $1,09 \times CFO$ ) e um valor base de efeito disruptivo igual a 0,030496 kV- $\mu$ s. Similarmente aos resultados obtidos nos casos anteriores, a aplicação do método DE resultou na reprodução da curva V-t experimental com exatidão superior aos modelos *LPM* considerados. O erro absoluto máximo foi de apenas -5,35 kV, registrado no instante de tempo igual a 2,391  $\mu$ s, representando um erro percentual de -1,93%. Este valor de erro absoluto máximo representa 2,36% do valor da tensão disruptiva crítica obtida pelo método *up and down* (225,4 kV).

A Tabela 3.19 apresenta os instantes de tempo de disrupção obtidos para o arranjo isolante composto por dois discos de vidro submetido à tensão impulsiva com forma de onda real do tipo pico duplo rápido, bem como os erros percentuais máximos calculados.

TABELA 3.19: ERROS PERCENTUAIS MÁXIMOS E TEMPOS DE DISRUPÇÃO PREVISTOS PARA OS MODELOS *LPM* E PARA O MÉTODO DE PARA TENSÃO IMPULSIVA NÃO NORMALIZADA COM FORMA DE ONDA DO TIPO PICO DUPLO RÁPIDO.

Pontos (V,t)		LPM Wang	LPM CIGRÈ	LPM CIGRÈ adaptado	Método DE
t [ $\mu$ s]	V [kV]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]	t [ $\mu$ s]
1,66	298,64	1,92	1,82	1,88	1.79
2,1	283,57	2,07	1,93	2,03	2.02
2,64	270,38	2,24	2,04	2,23	2.39
3,34	259,07	2,44	2,17	2,51	3.1
3,92	255,31	2,54	2,21	2,67	3.43
4,5	249,65	2,74	2,3	3,11	5.07
4,76	246,83	2,88	2,34	3,67	5.16
5,86	245,88	2,94	2,36	4,07	-
Erros percentuais máximos [%]		-7,39	-11,21	-5,40	-1,93

### 3.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo discutiu a metodologia para realização de ensaios de suportabilidade de um arranjo isolante composto por dois discos de vidro, solicitados por tensões impulsivas de origem atmosférica, à luz das normas e recomendações nacionais e internacionais. Foram reproduzidas experimentalmente tensões de teste impulsivas com forma de onda padronizada, além de formas de onda não padronizadas, baseadas em registros de correntes de descargas reais em torres



instrumentadas. Os aspectos técnicos e científicos associados à execução de ensaios de suportabilidade de isoladores submetidos a impulsos atmosféricos de tensão foram descritos e discutidos. A aplicação dos fatores de correção devido às condições ambientais para as condições meteorológicas de referência, torna possível a comparação dos resultados obtidos neste trabalho com outras publicações. Os pontos ( $V$ ,  $t$ ) registrados experimentalmente em cada caso foram utilizados para plotar a curva  $V$ - $t$ , representando a característica de suportabilidade do arranjo isolante sob teste perante tensões impulsivas de teste com diferentes formas de onda. A suportabilidade elétrica foi modelada computacionalmente empregando-se os mais avançados modelos eletromagnéticos e métodos de cálculo existentes atualmente, a saber, os principais modelos de progressão de líder (*LPM*) e o método de efeito disruptivo (*DE*). Foi apresentado um resumo histórico abrangendo as principais publicações que nortearam o desenvolvimento do método de Efeito Disruptivo, bem como dos modelos *LPM*, aplicados à predição da suportabilidade de isoladores, quando submetidos tanto a sobretensões padronizadas quanto não padronizadas.

Foram apresentados e discutidos cada um dos modelos computacionais implementados constituindo-se em clara contribuição ao estudo do desempenho de arranjos isolantes submetidos à tensões impulsivas atmosféricas. O desenvolvimento de modelos computacionais capazes de reproduzir os comportamentos elétrico e magnético do fenômeno físico da disrupção ao longo de isoladores, permite a realização de análises mais confiáveis e por conseguinte, a obtenção de resultados com maior exatidão quando comparados aos resultados advindos de estudos meramente teóricos.

A análise dos resultados obtidos permite depreender algumas conclusões importantes quanto à capacidade de predição da curva  $V$ - $t$  experimental:

- i. **MÉTODO DE:** o método de efeito disruptivo foi capaz de reproduzir a curva  $V$ - $t$  tanto para impulso padrão de tensão quanto para tensões impulsivas com formas de onda reais, com exatidão superior aos modelos *LPM*, em todos os casos aqui analisados. Além de prever os tempos de disrupção com ótima concordância, o uso do método *DE* também foi capaz de reproduzir o perfil de onda da curva  $V$ - $t$  experimental em todos os casos analisados. Portanto, considerando-se os casos aqui investigados, pode-se inferir que o método *DE* possui aplicação geral para análises da suportabilidade de arranjos isolantes solicitados por formas de onda de tensão impulsiva tanto padronizadas quanto não padronizadas.

- ii. **LPM WANG:** o modelo de progressão de líder proposto por WANG não foi capaz de reproduzir o perfil de onda da curva V-t nem mesmo para a tensão impulsiva padrão aplicada ao arranjo isolante composto por dois isoladores de vidro. No caso de tensão impulsiva de teste com forma de onda do tipo pico único, a curva V-t prevista pelo *LPM WANG* exibiu o menor valor de erro relativo até o instante de tempo igual a 3.31  $\mu$ s, sem no entanto, reproduzir a curvatura da curva experimental de suportabilidade elétrica, após este instante de tempo. Já para o caso de tensão de teste do tipo pico duplo, a curva V-t prevista pelo modelo *LPM WANG* apresentou o máximo valor de discrepância entre os modelos considerados, quantificado pelo erro percentual. No caso de tensão impulsiva de teste com forma de onda do tipo pico duplo rápido, a curva V-t prevista ficou limitada ao instante de tempo de 2,94  $\mu$ s. O *LPM WANG* foi proposto com base em resultados de ensaios aplicados em arranjos com isoladores e comprimentos entre 0,95 m e 4,15 m, solicitados por tensões impulsivas com caudas curtas (1,1-1,45 x 6,5-15,7  $\mu$ s). Estas diferenças podem ser indicadas como possíveis causas para as elevadas discrepâncias observadas nos resultados advindos do uso deste modelo.
- iii. **LPM CIGRÉ:** em todos os casos analisados, os resultados obtidos com o emprego do *LPM CIGRÉ* mostrou-se incapaz de reproduzir a característica V-t obtida experimentalmente. Dentre os motivos, destaca-se o fato de que este modelo de progressão de *líder* considera a tensão disruptiva crítica constante e igual a 520 kV/m, independente da configuração do arranjo isolante, do espaçamento do *gap* e da forma de onda da tensão impulsiva de teste aplicada. Devido ao fato deste valor de gradiente crítico de potencial ser bastante inferior ao valor do gradiente crítico de potencial obtido por meio do *CFO* experimental, este modelo *LPM* prevê instantes de tempo de ruptura muito inferiores aos valores registrados experimentalmente, conforme discutido na seção 3.2.2. O *LPM CIGRÉ* foi baseado no modelo *LPM* proposto por PIGINI baseando-se nos resultados obtidos com arranjos haste-haste, haste-plano e espaçamentos de ar entre 2m e 4m. Pigni (1989) somente investigou arranjos isolantes com isoladores e comprimentos de 3,36 m, espaçamento muito superior ao comprimento de 0,292 m do arranjo isolante investigado neste trabalho. Portanto, a adoção do gradiente médio de tensão igual a 520 kV/m na probabilidade de 50% de descarga, pelo modelo *LPM CIGRÉ* não considera que a presença de isoladores pode

interagir com o processo de descarga, afetando notavelmente a suportabilidade elétrica observada para arranjos isolantes com espaçamentos de ar, conforme comprovado por Pighi (1989).

- iv. **LPM CIGRÉ Adaptado:** a adaptação incorporada ao *LPM CIGRÉ* e proposta neste trabalho, proporcionou a reprodução da curvatura observada nas curvas V-t experimentais tanto para tensão impulsiva com forma de onda padrão quanto para tensões impulsivas com formas de onda não padronizadas, dos tipos pico duplo e pico duplo rápido. Entretanto, para os testes com tensão impulsiva com forma de onda do tipo pico único, nenhum dos modelos *LPM* considerados foi capaz de prever, com boa concordância, os tempos de ruptura observados na curva V-t experimental. Nenhum modelo *LPM* foi capaz de prever ocorrência de disrupção para instantes de tempo superiores a 3,31  $\mu$ s. Contudo, pode-se concluir que:
- a utilização do gradiente médio de potencial tomando por base o valor do *CFO* obtido experimentalmente potencializa a capacidade do *LPM CIGRÉ* em representar a característica de suportabilidade de isoladores submetidos tanto a tensões com formas de onda padronizadas quanto não padronizadas, em comparação aos resultados obtidos com o emprego do *LPM CIGRÉ* tradicional;
  - a utilização de um fator de *gap* baseado no gradiente crítico de potencial calculado a partir da tensão disruptiva crítica (*CFO*), conduz a resultados mais precisos na predição da suportabilidade de arranjos isolantes submetidos a tensões impulsivas com formas de onda não padronizadas.

Os resultados dos estudos investigativos sobre o fenômeno de *backflashover* conduzidos por Datsios & Mikropoulos (2016) revelaram grandes diferenças entre os valores de correntes críticas de descarga determinados por diferentes modelos de *LPM*. Essa magnitude de corrente elétrica representa o menor valor de corrente elétrica de descarga capaz de provocar uma disrupção. Particularmente, o uso do *LPM CIGRÉ* resultou em menores valores de correntes críticas de descarga admissíveis para todos os casos simulados, quando comparados aos resultados obtidos com o *LPM WANG*. Os resultados contemplaram linhas elétricas com diferentes tensões nominais de 66 kV, 150 kV, 400 kV e 735 kV, e resistências de aterramentos representadas por um resistor com valores de 10  $\Omega$ , 25  $\Omega$ , 50  $\Omega$ , 100  $\Omega$  e 200  $\Omega$ . Tais resultados estão em concordância com os resultados obtidos neste trabalho, visto que o *LPM CIGRÉ*

determinou valores de tensões disruptivas sempre inferiores àqueles previstos pelo *LPM WANG*, nos casos analisados. Tal constatação reforça a relevância da metodologia proposta para desenvolvimento do *LPM CIGRÉ Adaptado* implementado neste trabalho.

Apesar de existirem atualmente diversos modelos *LPM* propostos por diferentes pesquisadores, ressalta-se que cada modelo foi baseado em arranjos isolantes específicos, geralmente constituídos por espaçamentos de ar, submetidos somente a tensões impulsivas com formas de onda padronizadas. Mesmo para os modelos *LPM* propostos com base em formas de onda de sobretensões impulsivas reais, como o *LPM WANG* por exemplo, os testes não consideraram diferentes perfis de formas de onda de tensões com pico único e pico duplo, como foi investigado neste trabalho. As tensões impulsivas utilizadas para a realização dos testes de suportabilidade elétrica consideravam o mesmo perfil de tensão, promovendo apenas pequenas variações nos tempos de frente e de cauda da onda de tensão. Esta metodologia não permite avaliar a capacidade de um modelo *LPM* em realizar a predição da curva V-t perante sobretensões impulsivas padronizadas e diferentes formas de onda de tensões não padronizadas. Tal fato enfatiza a capacidade do *LPM CIGRÉ Adaptado* aqui proposto em prever com exatidão, o comportamento da rigidez dielétrica de um arranjo isolante submetido tanto a tensões impulsivas padronizadas quanto reais.

Outra contribuição importante obtida com este capítulo trata da comparação de curvas V-t previstas com o uso de modelos *LPM* e também com o método de efeito disruptivo (DE). Na pesquisa bibliográfica realizada, foram encontrados diversos trabalhos que utilizaram um ou outro método de modelagem da disrupção. Entretanto, nenhum trabalho científico havia comparado os resultados obtidos com o emprego destes dois métodos, que atualmente se destacam como os principais métodos para modelagem do fenômeno da descarga elétrica em arranjos isolantes.

# ***CAPÍTULO IV***

## ***ESTUDOS COMPUTACIONAIS SOBRE O FENÔMENO DE BACKFLASHOVER EM LINHAS DE TRANSMISSÃO***

### ***4.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS***

Neste capítulo, são apresentados os resultados de estudos computacionais acerca do desempenho elétrico do trecho de sistema de transmissão descrito no Capítulo 2, ao ser atingido por descargas atmosféricas responsáveis pela geração de sobretensões impulsivas com amplitudes suficientes para provocar a ruptura do isolamento por *backflashover*. Para todos os casos, foram identificados os instantes de tempo nos quais ocorre a disrupção, a forma de onda e a amplitude da tensão disruptiva, bem como a localização da cadeia de isoladores que sofreu a disrupção. Para cada caso avaliado, foi também determinada a corrente crítica de descarga, ou seja, a menor amplitude de corrente de primeira descarga capaz de promover a disrupção.

Em todos os casos a descarga atmosférica atinge a Torre 2, que é a torre central do trecho de sistema de transmissão sob análise, descrito em detalhes no item 2.5 do Capítulo 2.

Os estudos foram conduzidos utilizando-se os quatro modelos de fontes de corrente de primeiras descargas implementadas e discutidas no Capítulo 2, além da fonte de corrente com forma de onda do tipo dupla rampa. Inicialmente, foram realizados estudos utilizando as formas de onda de correntes com pico único e com pico duplo, baseadas em dados de medições em torres instrumentadas. Em seguida, foram conduzidos estudos com o intuito de avaliar a capacidade da forma de onda do tipo dupla exponencial, dupla rampa e também da forma de onda recomendada pelo CIGRÈ, em representar as correntes de primeiras descargas reais. Em

---

todos os casos, as fontes de correntes elétricas impulsivas são conectadas no ponto de ligação entre o cabo guarda e a Torre 2. Para cada modelo de fonte de corrente de descarga, foram considerados quatro modelos para representação da suportabilidade das cadeias de isoladores: a curva V-t; o método *LPM CIGRÈ*, o método *LPM CIGRÈ Adaptado* e o método DE.

A metodologia empregada permite identificar a influência individual de cada modelo de corrente de descarga na amplitude da corrente crítica de descarga admissível pela linha de transmissão estudada. Os estudos foram permitiram identificar alguns parâmetros fundamentais para análise de desligamentos por *backflashover* em linhas de transmissão, tais como a amplitude da tensão disruptiva, a máxima sobretensão desenvolvida nas cadeias de isoladores além do instante de tempo de ocorrência da disrupção. Tais parâmetros foram empregados para avaliar o rigor das solicitações de tensão aplicadas às cadeias de isoladores, em função da forma de onda da corrente de descarga empregada no estudo. Uma vez que o modelo de progressão de líder (*LPM*) é considerado como adequado para a representação do processo físico que rege a disrupção em arranjos isolantes, para os casos avaliados com o emprego dos modelos *LPM*, foram plotadas as curvas de velocidade e de comprimento do líder. A análise destes parâmetros do líder permite uma melhor compreensão dos perfis de sobretensões que solicitam as cadeias de isoladores. A velocidade e o comprimento do líder evidencia a influência dos parâmetros característicos das sobretensões produzidas por diferentes modelos de fontes de correntes de descarga no processo físico da disrupção.

As resistências de pé de torre foram representadas por resistores concentrados com valor típico de 30 ohms, por ser este um critério de qualidade comumente utilizado pela concessionária local de transmissão de energia elétrica (CUNHA, 2010). Embora o sistema de aterramento, quando analisado do ponto de vista elétrico, seja adequadamente representado por uma impedância, neste estudo considerou-se apenas a parcela resistiva que compõe a impedância de aterramento, uma vez que a medição da resistência de aterramento é mais prática e viável. Adicionalmente, estudos de sensibilidade de desempenho de linhas de transmissão com representação detalhada dos eletrodos de aterramento obtida por meio do emprego de modelos eletromagnéticos avançados, como o modelo HEM (*Hybrid Electromagnetic Model*), indicaram que, em termos de tensão aplicada às cadeias de isoladores, é razoável simplificar a representação do sistema de aterramento por meio de uma resistência equivalente (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2010).

No perfil de torre de linha de transmissão adotado neste estudo, os condutores das fases externas apresentam-se simetricamente posicionados. Tal fato resulta no estabelecimento de sobretensões impulsivas muito similares tanto em amplitude quanto em forma de onda, observadas nas fases A e C da linha de transmissão. Portanto, as constatações observadas para uma fase externa podem ser aplicadas à outra, sem incorrer em erro considerável. Por este motivo, os resultados são analisados considerando-se somente a fase externa A e a fase central B do sistema de transmissão.

## **4.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS DO CAPÍTULO**

Os objetivos específicos deste capítulo podem ser assim resumidos:

- i. Conduzir estudos para estimar os níveis de sobretensões aos quais as linhas de transmissão são submetidas quando da incidência de descargas atmosféricas no sistema elétrico.
- ii. Avaliar a capacidade dos modelos computacionais de formas de onda de correntes impulsivas dos tipos dupla exponencial, dupla rampa e *CIGRÈ*, em reproduzir os parâmetros característicos médios observados em formas de onda de correntes de descarga reais obtidos em medições reais em torres instrumentadas, por meio da análise das formas de onda de sobretensões resultantes nos isoladores.
- iii. Investigar a influência dos principais modelos eletromagnéticos existentes para representar a suportabilidade dos isolamentos empregados em sistemas de transmissão, a saber, a curva V-t, o *LPM* e o método DE, na amplitude da corrente de descarga crítica de linhas de transmissão e em projetos de coordenação de isolamento.
- iv. Demonstrar as potencialidades da modelagem computacional desenvolvida neste trabalho aplicadas à determinação da corrente crítica de descarga de linhas de transmissão acometidas por sobretensões impulsivas de origem atmosférica.

## **4.3. SUPORTABILIDADE ELÉTRICA DE CADEIAS DE ISOLADORES TÍPICAS DE TORRES DE LINHAS DE TRANSMISSÃO DE 500 KV**

Para condução dos estudos acerca de desligamentos por provocados por *backflashover* no sistema de transmissão considerado, a curva tensão-tempo foi obtida a partir de dados extraídos de resultados de testes de suportabilidade a impulso atmosférico aplicados a uma estrutura de torre de 500 kV, com cadeias de isoladores arranjados em V, disponível em Hileman (1999). As cadeias de isoladores foram consideradas como compostas por 24 unidades, com comprimento total de 3,5 metros. As diferentes configurações de arranjos isolantes para as fases externas e para a fase interna, acabam por determinar duas curvas tensão-tempo independentes. Os pontos (V, t) utilizados para plotar as curvas tensão-tempo utilizadas neste trabalho foram extraídos da Figura 4.1. Foram consideradas as curvas V-t para impulsos de tensão com polaridade positiva, à seco e cadeias com 24 unidades.

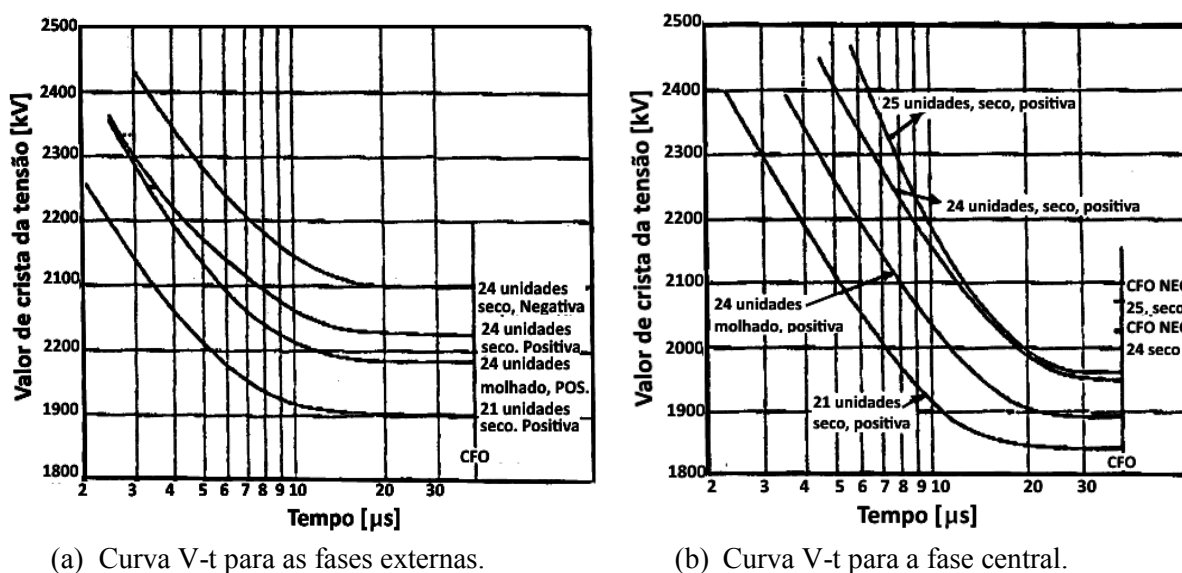


Figura 4.1 – Curvas tensão-tempo para estrutura de torre de 500 kV.

Fonte: Adaptada de (HILEMAN, 1999).

Os pontos V-t extraídos das Figura 4.1 (a) e (b), e utilizados para plotar as curvas V-t empregadas para as fases externas e para a fase interna estão resumidos na Tabela 4.1.

Um valor de tensão de 1950 kV, selecionada com base na curva V-t para a fase central, foi considerado como tensão disruptiva base para implementação do método DE. Para implementar o *LPM CIGRÈ* utilizou-se um valor de gradiente de tensão crítica disruptiva a 50% igual a 560 kV/m, seguindo a recomendação de Hileman (1999). Para implementação do *LPM CIGRÈ Adaptado*, foram utilizados os valores de gradiente de tensão crítica disruptiva a 50% obtidos por meio dos testes *up and down*, descritos no Capítulo 3 e resumidos na Tabela 4.2. Os



casos analisados considerando-se o *LPM CIGRÉ* Adaptado utilizaram o mesmo fator de *gap* proposto no Capítulo 3, conforme mostrado na Tabela 4.2.

TABELA 4.1: PONTOS (V,T) EXTRAÍDOS DAS FIGURAS 4.1 (A) E (B) PARA PLOTAR AS CURVAS V-T OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE PARA LINHA DE 500 kV.

Pontos (V,t)	Curva V-t para fases externas		Curva V-t para fase interna	
	[kV]	[ $\mu$ s]	[kV]	[ $\mu$ s]
P1	2436,84	4	2500	4
P2	2342,10	5	2411,76	5
P3	2284,21	6	2341,12	6
P4	2226,31	7	2327	7
P5	21842,10	8	2282	8
P6	2121	10	2162	10
P7	2057,90	20	1994	20
P8	2052,63	30	1955	30

TABELA 4.2: PARÂMETROS UTILIZADOS PARA CÁLCULO DO *LPM CIGRÉ* E *LPM CIGRÉ* ADAPTADO.

Forma de onda de corrente de descarga	<i>LPM CIGRÉ</i>		<i>LPM CIGRÉ</i> Adaptado	
	$E_0$ [kV/m]	$k_L$ [m <sup>2</sup> /(kV <sup>2</sup> .s)]	$E_0$ [kV/m]	$k_L$ [m <sup>2</sup> /(kV <sup>2</sup> .s)]
Pico Único	560	1,2	725	2,06
Pico Duplo	560	1,2	716,44	2,06
CIGRÉ	560	1,2	725	2,06
Dupla Exponencial	560	1,2	725	2,06
Dupla Rampa	560	1,2	725	2,06

Com esta metodologia de análise, foi possível comparar os resultados de desligamentos provocados por *backflashover* em linhas de transmissão acometidas por sobretensões de origem externa originadas por descargas atmosféricas, empregando-se os modelos de fontes de correntes de primeiras descargas e também os modelos eletromagnéticos para representação da característica de suportabilidade dos arranjos isolantes.

#### 4.4. AVALIAÇÃO DE FORMAS DE ONDA DE CORRENTES DE DESCARGAS ATMOSFÉRICAS E DO SISTEMA DE REPRESENTAÇÃO DA DISRUPÇÃO.

Neste item são apresentados os resultados obtidos em estudos de casos relacionados à análise da influência das formas de onda das correntes de primeiras descargas nas sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores, associada aos modelos de representação da suportabilidade dos isolamentos. O sistema elétrico modelado e utilizado para realização dos estudos aqui propostos está representado na Figura 4.2. Além do modelo de disrupção desenvolvido com base nos componentes da *TACS* para representar a Curva V-t, conforme já discutido no Capítulo 2, os estudos envolveram dois modelos de *LPM*, a saber o *LPM CIGRÈ* e o *LPM CIGRÈ Adaptado*, e também o Método DE, conforme pode ser observado na Figura 4.2. Dessa forma, para cada tipo de corrente de descarga de retorno (pico único, pico duplo, *CIGRÈ* e dupla exponencial) foram empregados quatro modelos de representação da disrupção. As chaves controladas pela *TACS* que representam suportabilidade das cadeias de isoladores são comandadas pelos componentes criados no *ATPDraw* para representar a Curva V-t, o *LPM CIGRÈ*, o *LPM CIGRÈ Adaptado* e o Método DE.

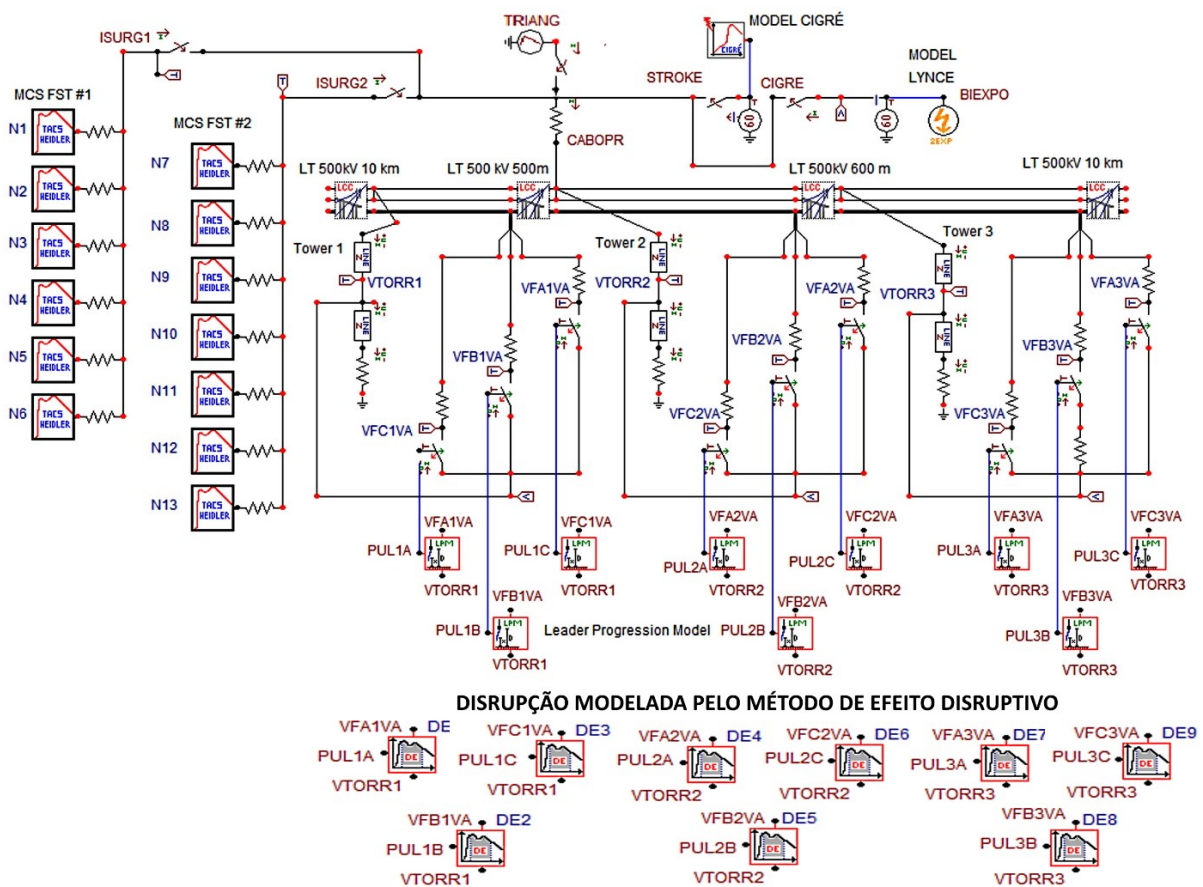


Figura 4.2 – Sistema elétrico modelado para realização de estudos sobre o *backflashover*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

#### 4.4.1 Fonte de corrente de primeiras descargas baseadas em medições realizadas em torres instrumentadas.

Para este estudo, foram utilizados os módulos de fonte de corrente capazes de reproduzir a forma de onda de corrente com pico único (N1 até N6), e também, a forma de onda de corrente com pico duplo (N7 até N13), baseadas em medições realizadas na estação do Morro do Cachimbo/MG, conforme já descrito no item 2.4-B, do Capítulo 2.

Portanto, foram consideradas as formas de onda de correntes de descargas reais do tipo MCS FST#3 (pico único) e MCS FST#2 (pico duplo), representadas na Figura 4.3, utilizando parâmetros característicos médios extraídos de dados de medições. Com base nesse perfil típico de correntes de descargas reais, as amplitudes das correntes impulsivas foram progressivamente aumentadas até a ocorrência da ruptura do isolamento por *backflashover*.

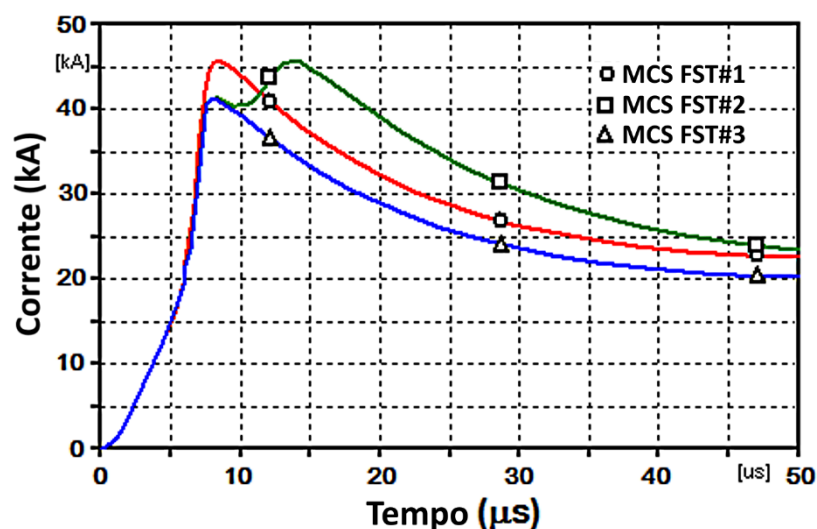


Figura 4.3 - Correntes de primeiras descargas reais representadas por parâmetros médios extraídos de medições.

Fonte: Elaborada pelo autor.

#### A. CASO 1: Fonte de corrente de primeiras descargas com forma de onda do tipo pico único

A Figura 4.4 apresenta as formas de onda das correntes críticas de descarga identificadas para cada modelo de disrupção. As amplitudes das correntes críticas de descarga obtidas para cada modelo de representação da disrupção estão apresentadas na Tabela 4.3. Pode-se notar por

análise da Tabela 4.3 que em todos os casos, embora a amplitude da corrente crítica varie para cada modelo de interrupção considerado, os parâmetros característicos de tempos de frente e de cauda foram mantidos. Os parâmetros  $T_{10/90}$  e  $T_{30/90}$  representam intervalos de tempo entre os pontos de 10% e 90% do pico de corrente, e 30% e 90% do pico de corrente, respectivamente. Estes parâmetros são utilizados para descrever a inclinação das retas definidas por estes dois pares de pontos e que caracterizam a frente de onda. Atenção especial foi dada ao valor do parâmetro  $T_{30/90}$ , utilizado para calcular a derivada de corrente entre os instantes de tempo  $T_{30}$  e  $T_{90}$ , conforme recomendação do *CIGRÉ* (1991). As amplitudes das correntes críticas de descarga ultrapassam em 4,068, 4,26, 4,81 e 4,448 vezes o valor de pico da corrente de descarga com forma de onda do tipo pico único, com parâmetros médios ( $I_{p1} = 40,4$  kA), para os casos empregando a Curva V-t, o *LPM CIGRÉ*, o *LPM CIGRÉ Adaptado* e o método DE, respectivamente. A corrente crítica determinada pelo emprego da Curva V-t foi superada em 4,7%, 18,15% e 9,23% quando foram empregados os métodos *LPM CIGRÉ*, *LPM CIGRÉ Adaptado* e o método DE, respectivamente.

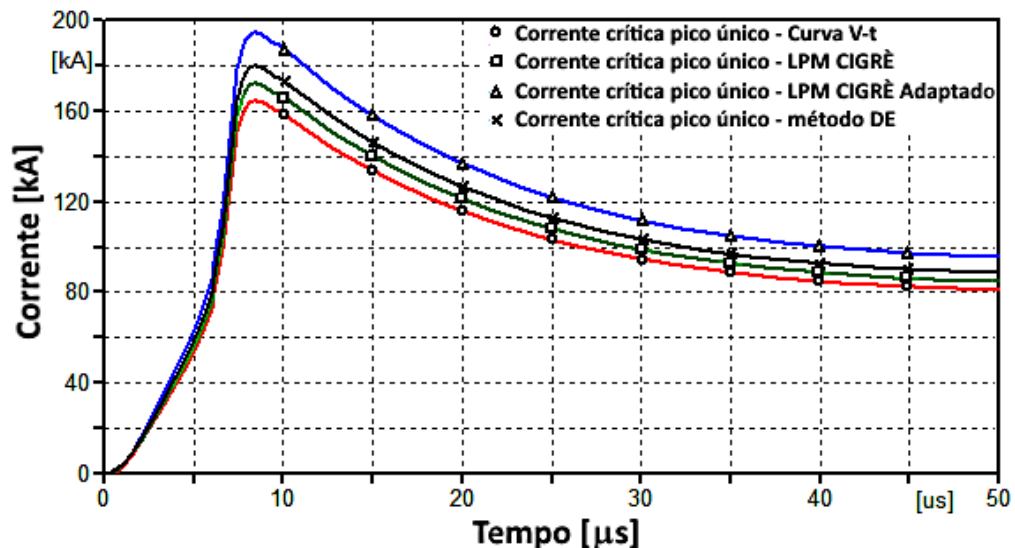


Figura 4.4 – Correntes críticas de primeiras descargas com forma de onda do tipo pico único obtidas para diferentes modelos de interrupção.

Fonte: Elaborada pelo autor.

TABELA 4.3: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO PICO ÚNICO.

Modelos de Disrupção	$I_{p1}$ [kA]	Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	Tempo $t_{10}$ [ $\mu$ s]	Tempo $t_{30}$ [ $\mu$ s]	Tempo $t_{90}$ [ $\mu$ s]	Frente $t_{10/90}$ [ $\mu$ s]	Frente $t_{30/90}$ [ $\mu$ s]	Cauda $t_{cauda}$ [ $\mu$ s]
Curva V-t	164,35	8,35	2,26	4,76	7,37	5,11	2,61	45,61
<i>LPM CIGRE</i> ( $U_0=560$ kV/m; $k_L=1,2$ )	172,27	8,39						
<i>LPM CIGRE ADAPTADO</i> ( $U_0=716,438$ kV/m; $k_L=2,06$ )	194,39	8,38						
Método DE ( $U_0=1,95$ MV e $DE_{base}=0,84288$ kV. $\mu$ s)	179,72	8,38						

A Figura 4.5 apresenta as formas de onda das tensões impostas às cadeias de isoladores ligadas às fases A e B, para cada uma das três torres da linha de transmissão.

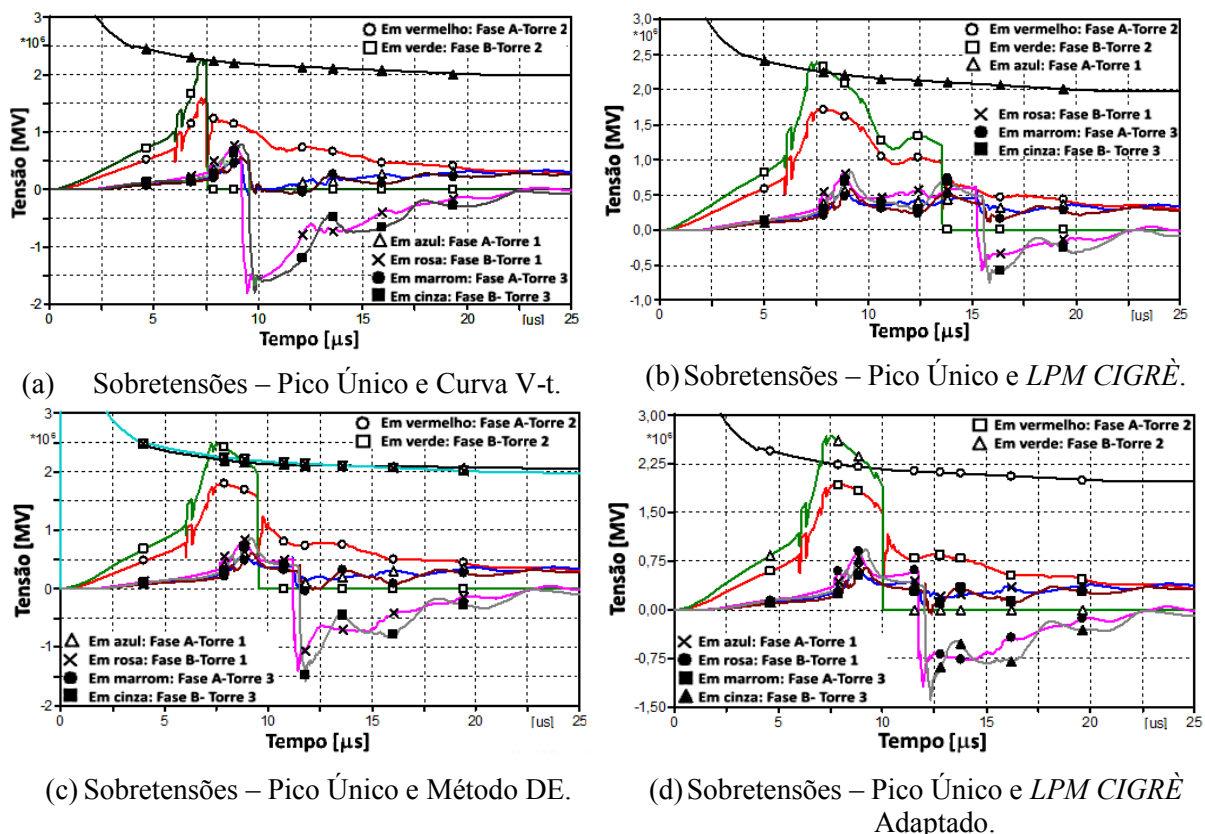


Figura 4.5 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo pico único. (a) Disrupção modelada pela Curva V-t (b) Disrupção modelada pelo método *LPM CIGRÉ*. (c) Disrupção modelada pelo método DE. (d) Disrupção modelada pelo método *LPM CIGRÉ* Adaptado.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Em todos os casos, as disrupções acometeram a cadeia de isoladores instalada na fase B da torre 2, atingida pela descarga atmosférica. Os parâmetros elétricos observados no estudo de *backflashover* na linha de transmissão estão resumidos na Tabela 4.4. A amplitude das sobretensões produzidas pela corrente de descarga do tipo pico único, que produzem o *backflashover* no trecho de linha de transmissão, são dependentes do método de modelagem da disrupção adotado.

TABELA 4.4: PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR *BACKFLASHOVER* EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO PICO ÚNICO.

Parâmetros	Curva V-t	<i>LPM CIGRÈ</i>	<i>LPM CIGRÈ Adaptado</i>	Método DE
Tensão Disruptiva [MV]	2,257	1,214	1,877	1,961
Tempo de Disrupção[ $\mu$ s]	7,52	13,53	10,02	9,49
Máxima Sobretensão [MV]	2,262	2,371	2,676	2,474
Tempo de Máxima Sobretensão [ $\mu$ s]	7,29	7,29	7,29	7,29

A utilização da Curva V-t resulta no menor valor admissível de corrente crítica de descarga devido ao fato de a disrupção ocorrer mais rapidamente do que nos casos em que o *LPM* e o método DE foram utilizados. O emprego do *LPM CIGRÈ*, do *LPM CIGRÈ Adaptado* e do método DE permitem a detecção de disrupção em instantes de tempo bastante superiores àqueles determinados pelo uso da curva V-t. Por este motivo, o emprego dos métodos *LPM* e DE resulta em valores de corrente crítica de descarga superiores ao valor calculado com o uso da curva V-t, conforme pode ser comprovado pela análise conjunta das curvas de sobretensões exibidas na Figura 4.5 e também pelos parâmetros da Tabela 4.4. É importante observar que no caso em que o *LPM CIGRÈ* foi empregado, a sobretensão aplicada à cadeia de isoladores da fase B da Torre 2, ultrapassou os valores de tensão disruptiva definidos pela curva V-t, entre os instantes de tempo de 7,15  $\mu$ s e 8,29  $\mu$ s, sem que o *LPM* determinasse a ocorrência de disrupção. Tal fato também ocorreu entre os instantes de tempo de 7,07  $\mu$ s e 9,41  $\mu$ s, no caso em que o *LPM CIGRÈ Adaptado* foi utilizado, sem a ocorrência de disrupção. Igualmente, o emprego do método DE também permite que a sobretensão aplicada à cadeia de isoladores da fase B da Torre 2 ultrapasse os valores de tensão disruptiva estabelecidos pela Curva V-t, entre os instantes de tempo de 7,08  $\mu$ s e 8,78  $\mu$ s, sem ocorrer a ruptura do isolamento por *backflashover*. Este é um

aspecto relevante que diferencia o emprego da curva V-t em contrapartida ao uso dos métodos *LPM* e *DE*, tendo influência direta na amplitude admissível de corrente crítica de descarga e, consequentemente, no projeto de coordenação de isolamento.

A Figura 4.6 apresenta as grandezas de comprimento e de velocidade do líder durante o processo de disrupção, devido à forma de onda de corrente de descarga com pico único. Nesta figura, a escala à esquerda está relacionada à grandeza de velocidade do líder enquanto que a escala à direita está associada ao comprimento do líder.

Os modelos *LPM* implementados computacionalmente permitem analisar o processo de formação do comprimento do líder e o intervalo de tempo necessário para que o líder ultrapasse o espaçamento de ar estabelecido pela cadeia de isoladores, além de calcular a velocidade de propagação do líder. Dessa forma, o processo físico associado à ruptura do isolamento dielétrico, pode ser melhor compreendido por meio da análise das curvas de comprimento e de velocidade do líder mostradas na Figura 4.6, produzidas pela forma de onda da sobretensão originada pela corrente de descarga com pico único. Para o caso empregando o *LPM CIGRÈ* tradicional, o líder atinge a velocidade máxima de 57,417 km/s no instante de tempo de início da disrupção, em 13,52  $\mu$ s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,2142 MV. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 6,96  $\mu$ s, percorrendo o comprimento total do espaçamento de ar da cadeia de isoladores da fase B da torre 2 em 6,56  $\mu$ s. Para o caso em que o *LPM CIGRÈ* foi utilizado, a curva de velocidade do líder evidencia uma redução brusca de velocidade após o instante de tempo de pico da corrente de descarga. A declividade acentuada da forma de onda de corrente de descarga com pico único, após o seu valor máximo, determina a desaceleração do líder e um ligeiro retardamento no seu processo de formação, conforme pode ser observado na curva de comprimento do líder da Figura 4.6 (a).

Para o caso empregando o *LPM CIGRÈ Adaptado*, o líder atinge uma velocidade final de 72,97 km/s, no instante de tempo de início da disrupção, em 10,02  $\mu$ s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,8768 MV. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 7,09  $\mu$ s e tem duração reduzida a apenas 2,92  $\mu$ s. As curvas mostradas nas Figuras 4.6 (c) e (d), representam a velocidade do líder e a sobretensão aplicada à cadeia de isoladores da fase B da torre 2, evidenciando a estreita relação entre a forma de onda da sobretensão e o processo de progressão do líder. Tal dependência reflete a capacidade de modelos *LPM* serem aplicados tanto a tensões impulsivas com formas padronizadas quanto não padronizadas, ao levar em conta os parâmetros característicos da forma de onda da sobretensão

no cálculo do estresse elétrico imposto ao arranjo isolante, atribuindo diferentes pesos à amplitude da tensão e ao tempo no cálculo do estresse elétrico imposto ao arranjo isolante.

Além de alcançar uma velocidade final superior àquela alcançada pelo *LPM CIGRÈ*, o líder calculado empregando-se o *LPM CIGRÈ Adaptado* leva apenas uma fração de 44,5% do tempo exigido pelo *LPM CIGRÈ* para percorrer todo o comprimento da cadeia de isoladores.

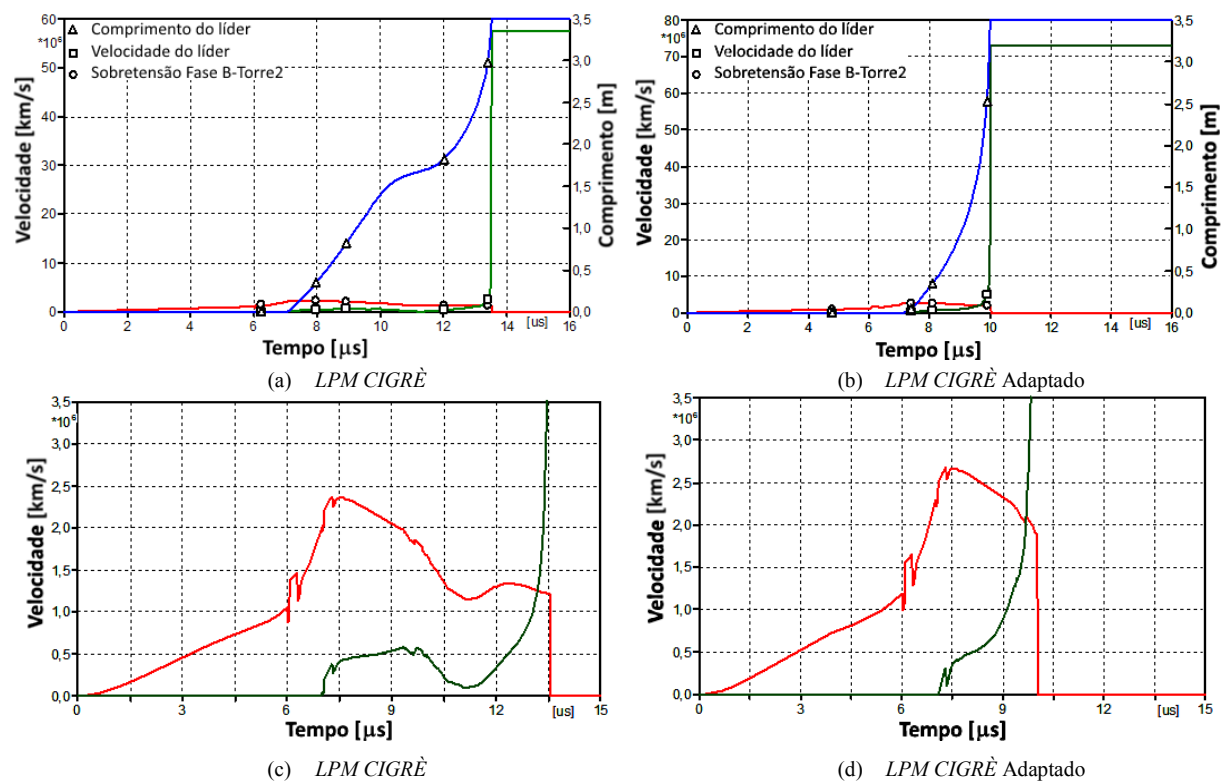


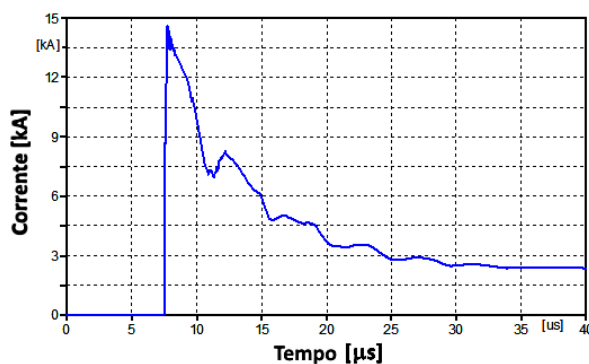
Figura 4.6 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo pico único.  
(a) *LPM CIGRÈ*. (b) *LPM CIGRÈ Adaptado*

Fonte: Elaborada pelo autor.

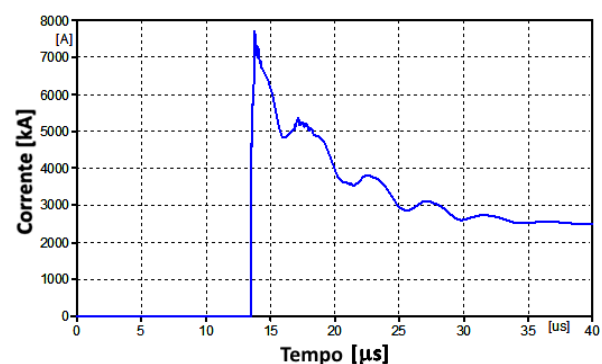
Com o objetivo de demonstrar as potencialidades da modelagem computacional implementada, são apresentados na sequência, resultados obtidos com o estudo de desempenho da linha de transmissão quanto ao *backflashover*, apresentando as formas de onda das correntes elétricas que circulam pelo sistema elétrico, além das sobretensões impulsivas estabelecidas. As formas de onda da corrente de falta injetada na cadeia de isoladores, para os casos de disrupção modelada por Curva V-t e pelo *LPM CIGRÈ*, estão mostradas na Figura 4.7 (a) e (b), respectivamente. Para o caso de disrupção modelada pela Curva V-t, a corrente de falta que percorre os condutores da fase B atinge o valor de 14,596 kA, no instante de tempo igual a



7,77  $\mu$ s. Com o uso do *LPM CIGRÉ*, uma corrente com amplitude de 7,7045 kA é injetada nos condutores da fase B da torre 2, logo após a disrupção, no tempo de 13,778  $\mu$ s. Essa menor amplitude de corrente está associada ao fato da disrupção ter ocorrido num instante de tempo bastante elevado, na cauda da forma de onda de tensão, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores era de apenas 1,1247 MV, um valor muito baixo quando comparado à tensão disruptiva de 2,2571 MV para o caso com emprego da curva tensão-tempo.



(a) Disrupção modelada por Curva V-t



(b) Disrupção modelada por *LPM CIGRÉ*.

Figura 4.7 - Corrente de descarga atmosférica injetada na cadeia de isoladores da fase B da Torre 2, atingida pelo raio. (a) Forma de onda da corrente de falta para disrupção modelada pela Curva V-t; (b) Forma de onda da corrente de falta para disrupção modelada pelo método *LPM CIGRÉ*.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Em seguida é apresentada uma análise das formas de onda das sobretensões estabelecidas nas torres do sistema de transmissão. As formas de onda mostraram-se muito similares para os modelos de representação da disrupção considerados. Por este motivo, são aqui apresentados somente os resultados para disrupção controlada pela curva V-t. A Figura 4.8 apresenta as formas de onda das tensões estabelecidas no topo das torres e também nos pontos de conexão entre as cadeias de isoladores e as torres. Esta figura registra as formas de onda de tensão plenas, sem atuação do sistema de controle das chaves da TACS que simulam a disrupção. A tensão no topo da torre 2 atinge o valor máximo de 5,0015 MV no instante de tempo em que ocorre a disrupção, em 7,53  $\mu$ s. Já a tensão estabelecida na altura da torre referente ao ponto de conexão com a cadeia de isoladores, atinge seu valor máximo de 4,3676 MV, nesse mesmo instante de tempo. É importante ressaltar que estas amplitudes de sobretensões foram produzidas por uma corrente crítica de descarga (164,35 kA), que superou em 4,068 vezes a corrente média de primeiras descargas (40,4 kA).

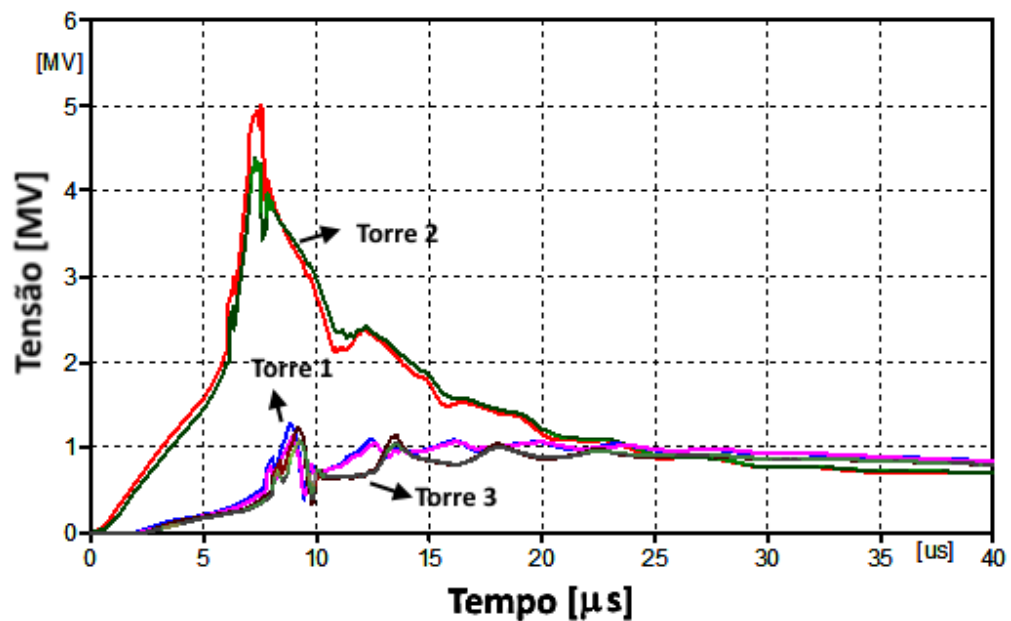


Figura 4.8 - Tensões no topo das torres e no ponto de conexão entre as torres e as cadeias de isoladores, quando a disrupção foi modelada pela Curva V-t.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A Figura 4.9 apresenta as formas de onda das tensões aplicadas a cada uma das impedâncias série que representam a torre 2, atingida pelo raio. A impedância inferior que representa o comprimento de 2/3 da altura da torre ficou submetida a um valor máximo de tensão igual a 1,388 MV (78% da tensão disruptiva) no instante de ocorrência da disrupção. Já a impedância superior da torre 2, fica submetida a um valor máximo de sobretensão de 1,5654 MV em 7,52  $\mu$ s.

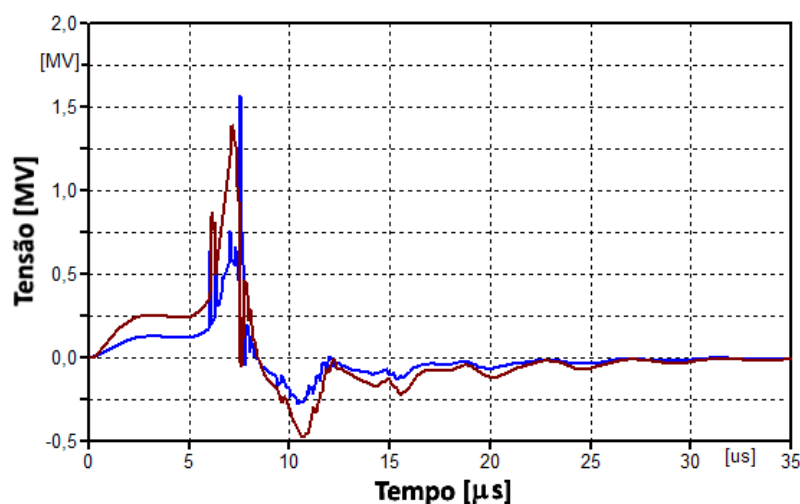


Figura 4.9 - Tensões estabelecidas nas duas impedâncias série que representam a torre 2, atingida pela descarga.

Fonte: Elaborada pelo autor.

As tensões estabelecidas nas impedâncias série que representam a impedância das torres 1 e 3 também foram plotadas e estão exibidas na Figura 4.10.

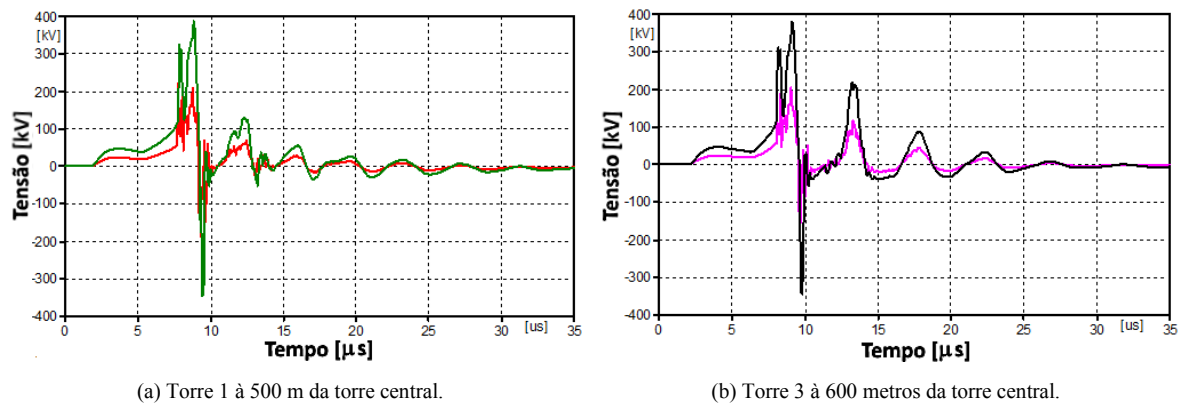


Figura 4.10 - Tensões estabelecidas nas duas impedâncias série que representam as torres 1 e 3 adjacentes.

Fonte: Elaborada pelo autor.

As formas de onda e amplitudes das tensões estabelecidas nas resistências de aterramento das torres do trecho de sistema de transmissão foram analisadas. A Figura 4.11 mostra as tensões aplicadas às resistências de aterramento. A resistência de aterramento da torre 2 fica submetida à maior sobretensão, com amplitude de 3,6221 MV no instante de tempo igual a 8,43  $\mu$ s.

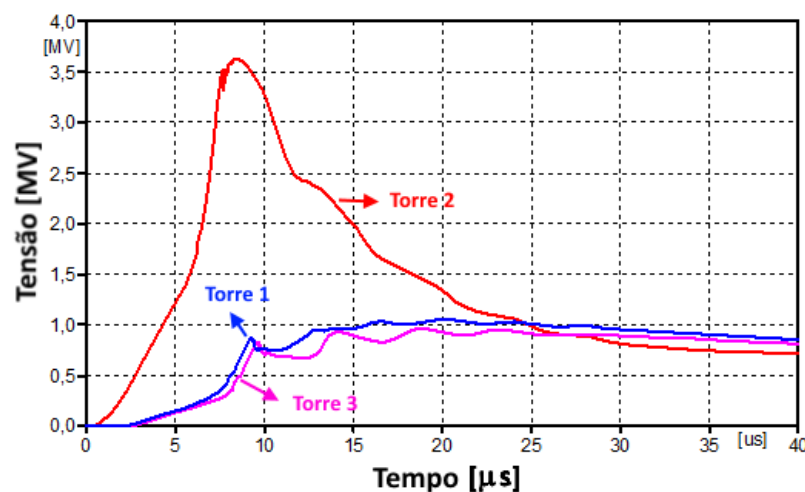


Figura 4.11 - Tensões estabelecidas nas resistências de aterramento das torres.

Fonte: Elaborada pelo autor.

## ***B. CASO 2: Fonte de corrente de primeiras descargas com forma de onda do tipo duplo pico.***

A forma de onda da corrente de descarga utilizada neste caso para cálculos de desempenho quanto ao *backflashover* está representada na Figura 4.3, pela sigla MCS FST#2. Esta sigla representa a forma de onda de corrente de descarga com duplo pico, reproduzida com os parâmetros médios dos dados de medições na estação do Morro do Cachimbo/MG. A partir desta forma de onda de corrente com parâmetros médios, as amplitudes das correntes críticas foram identificadas para cada modelo de disrupção, por meio de sucessivas simulações considerando incrementos na amplitude da corrente de descarga, até a identificação do valor mínimo de corrente de descarga capaz de provocar a disrupção. Dessa forma a amplitude de corrente de cada um dos módulos (N7 até N13) do *ATPDraw* que compõem esta forma de onda de corrente foi aumentada pelo mesmo fator, para cada caso estudado.

A Figura 4.12 apresenta as formas de onda das correntes críticas de descarga identificadas para cada modelo de disrupção. A amplitude da corrente crítica de descarga ultrapassa em 3,83, 4,1, 4,71 e 4,39 vezes a amplitude do segundo pico da corrente de descarga com forma de onda do tipo pico duplo, com parâmetros médios ( $I_{p2} = 45,3$  kA), para os casos empregando a Curva V-t, o *LPM CIGRÈ*, o *LPM CIGRÈ Adaptado* e o método DE, respectivamente. A corrente crítica determinada pelo emprego da Curva V-t foi superada em 7,1%, 22,96% e 14,73%, quando foram empregados os métodos *LPM CIGRÈ*, *LPM CIGRÈ Adaptado* e o método DE,

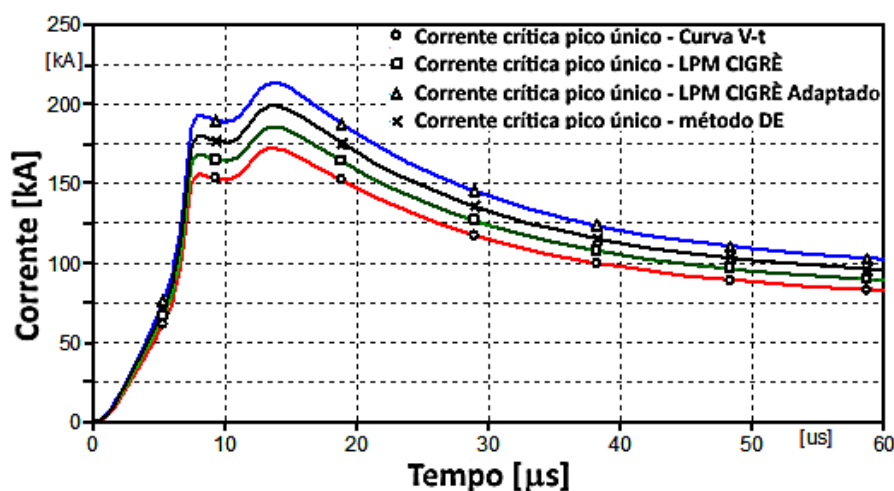


Figura 4.12 – Correntes críticas com forma de onda do tipo pico duplo obtidas para diferentes modelos de disrupção.

Fonte: Elaborada pelo autor.

respectivamente. A análise dos parâmetros característicos da corrente crítica de descarga obtida em cada caso e apresentados na Tabela 4.5, evidencia que os tempos de frente e de cauda foram mantidos em todos os casos. Ao compararmos os casos 1 e 2, percebe-se que foram admitidas maiores amplitudes de corrente crítica de descarga, para todos os métodos de modelagem da disrupção, ao considerarmos as amplitudes do segundo pico de corrente. No entanto, ressalta-se que a ocorrência do segundo pico na forma de onda da corrente de descarga, provoca uma redução nas amplitudes admissíveis do primeiro pico de corrente crítica de descarga, em comparação aos valores expressos na Tabela 4.3 e obtidos no Caso 1.

TABELA 4.5: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DAS CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO PICO DUPLO.

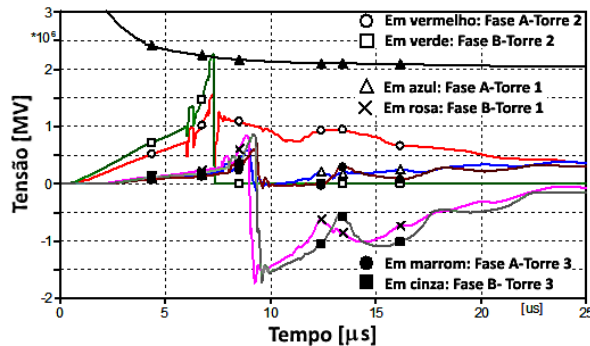
Parâmetros Característicos	Curva V-t	<i>LPM CIGRE</i> ( $U_0=560$ kV/m; $k_L=1,2$ )	<i>LPM CIGRE ADAPTADO</i> ( $U_0=716,438$ kV/m; $k_L=2,06$ )	Método DE ( $U_0=1,95$ MV e $DE_{base}=0,84288$ kV.μs)
$I_{p2}$ [kA]	173,48 (13,64 μs)	185,95 (13,68 μs)	213,32 (13,66 μs)	199,04 (13,67 μs)
$I_{p1}$ [kA]	155,93 (8,11 μs)	168,1 (8,10 μs)	192,85 (8,12 μs)	179,93 (8,08 μs)
$t_{10}$ [μs]	2,11			
$t_{30}$ [μs]	4,37			
$t_{90}$ [μs]	7,25			
<u>Frentes [μs]</u>				
$T_{10/90}$ [μs]	5,13			
$T_{30/90}$ [μs]	2,87			
$T_{cauda}$ [μs]	52,86			

O *backflashover* ocorreu na fase B da Torre 2. Os parâmetros de estudos de *backflashover* na linha de transmissão estão resumidos na Tabela 4.6.

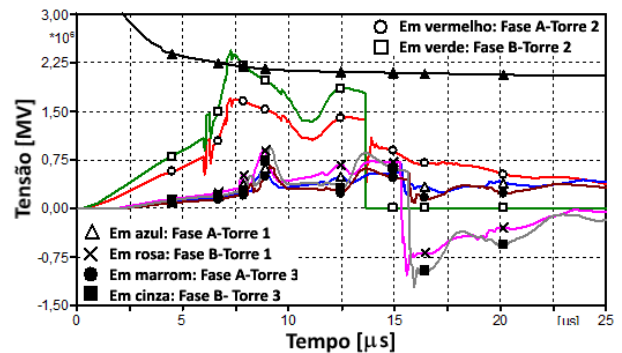
TABELA 4.6: PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR *BACKFLASHOVER* EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO PICO DUPLO.

Parâmetros	Curva V-t	<i>LPM CIGRÈ</i>	<i>LPM CIGRÈ Adaptado</i>	Método DE
Tensão Disruptiva [MV]	2,2686	1,77	2,1119	1,9753
Tempo de Disrupção[μs]	7,29	13,65	13,08	13,04
Máxima Sobretensão [MV]	2,2686	2,4443	2,8042	2,6179
Tempo de Máxima Sobretensão [μs]	7,29	7,28	7,29	7,29

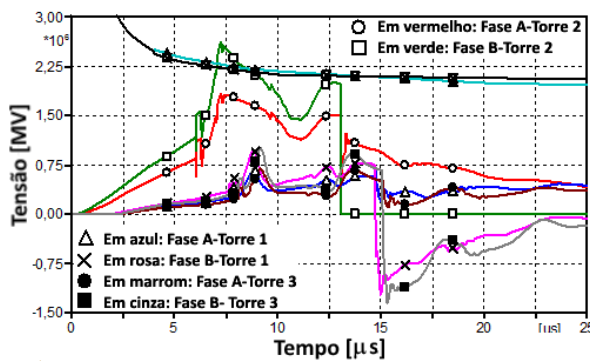
A Figura 4.13 apresenta as formas de onda das tensões impostas às cadeias de isoladores ligadas às fases A e B, para cada uma das três torres.



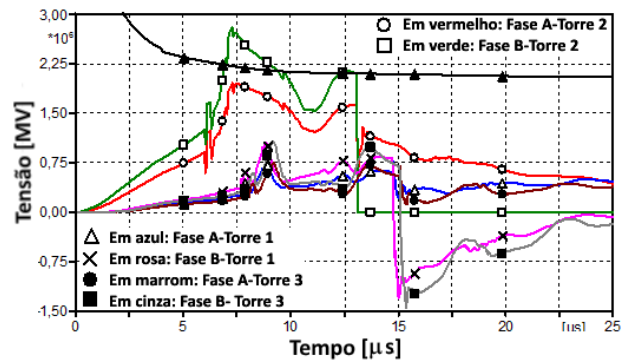
(a) Sobretensões – Pico Duplo e Curva V-t.



(b) Sobretensões – Pico Duplo e *LPM CIGRÉ*.



(c) Sobretensões – Pico Duplo e Método DE.



(d) Sobretensões – Pico Duplo e *LPM CIGRÉ* Adaptado.

Figura 4.13 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo pico duplo. (a) Disrupção modelada pela Curva V-t (b) Disrupção modelada pelo método *LPM CIGRÉ*. (c) Disrupção modelada pelo método DE. (d) Disrupção modelada pelo método *LPM CIGRÉ* Adaptado.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Assim como no Caso 1, a utilização da Curva V-t resultou no menor valor admissível de corrente crítica de descarga (173,48 kA) e o maior valor de tensão disruptiva (2,2686 MV em 7,29  $\mu$ s) devido ao fato de a disrupção ocorrer mais rapidamente do que nos casos empregando-se o *LPM* e o método DE. Uma vez que os modelos *LPM CIGRÉ*, *LPM CIGRÉ* Adaptado e também o método DE determinaram a ocorrência de disrupção em instantes de tempo muito superiores àquele determinado pelo uso da curva V-t, o uso destes métodos novamente resultou em valores de corrente crítica de descarga superiores ao valor calculado com o uso da curva V-t, conforme pode ser comprovado pelos parâmetros da Tabela 4.5. Um fato de

relevância para o projeto de coordenação de isolamento merece destaque. Os modelos *LPM CIGRÈ*, *LPM CIGRÈ* Adaptado e o Método DE admitem a ocorrência de valores máximos de sobretensões muito superiores à máxima sobretensão definida pela Curva V-t. Como exemplo, destaca-se que o *LPM CIGRÈ* Adaptado admite a ocorrência de uma sobretensão máxima de 2,8042 MV, em contrapartida ao pico de sobretensão de 2,2686 MV admitido pela Curva V-t, no mesmo instante de tempo de 7,29  $\mu$ s. Neste instante de tempo, cada um dos 24 isoladores ficam submetidos à uma tensão de 94,525 kV quando a Curva V-t é usada, ao passo que para o *LPM CIGRÈ* Adaptado, este valor sobe para 116,841 kV. Essa diferença de 535,6 kV representa uma possibilidade de redução de 4 unidades de isoladores de disco, para manter o nível de suportabilidade elétrica. Portanto, o emprego da Curva V-t subestima a suportabilidade elétrica do arranjo isolante, representando um projeto de coordenação de isolamento mais conservativo, dentre os modelos de disrupção considerados. Tal constatação também foi observada no Caso 1.

A Figura 4.14 apresenta as grandezas de comprimento e de velocidade do líder durante o processo de disrupção, devido à incidência de corrente de descarga com duplo pico. Para o caso empregando-se o *LPM CIGRÈ* tradicional, o líder atinge a velocidade máxima de 19,366 km/s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,7732 MV, no instante de tempo de início da disrupção, em 13,65  $\mu$ s. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 6,98  $\mu$ s, percorrendo o comprimento total do arranjo isolante em 6,67  $\mu$ s. Para o caso em que o *LPM CIGRÈ* Adaptado, o líder atinge uma velocidade final de 48,49 km/s, no instante de tempo de início da disrupção, em 13,08  $\mu$ s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 2,1119 MV. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 7,8  $\mu$ s e tem duração total de 6  $\mu$ s. Diferentemente dos resultados obtidos no Caso 1, a região entre o primeiro e o segundo pico da corrente de descarga com duplo pico provoca uma redução do estresse elétrico que solicita as cadeias de isoladores. Como resultado, observa-se uma desaceleração no processo de progressão do líder, como pode ser observado nas Figuras 4.14 (c) e (d). Na Figura 4.14 (c), o líder calculado pelo *LPM CIGRÈ*, atinge o valor mínimo de 91,911 km/s em 11,12  $\mu$ s quando a sobretensão na cadeia de isoladores atinge o valor mínimo de 1,1515 MV. Para o *LPM CIGRÈ* Adaptado, a velocidade do líder é reduzida ao valor de -0,2897 km/s em 11,13  $\mu$ s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,5345 MV.

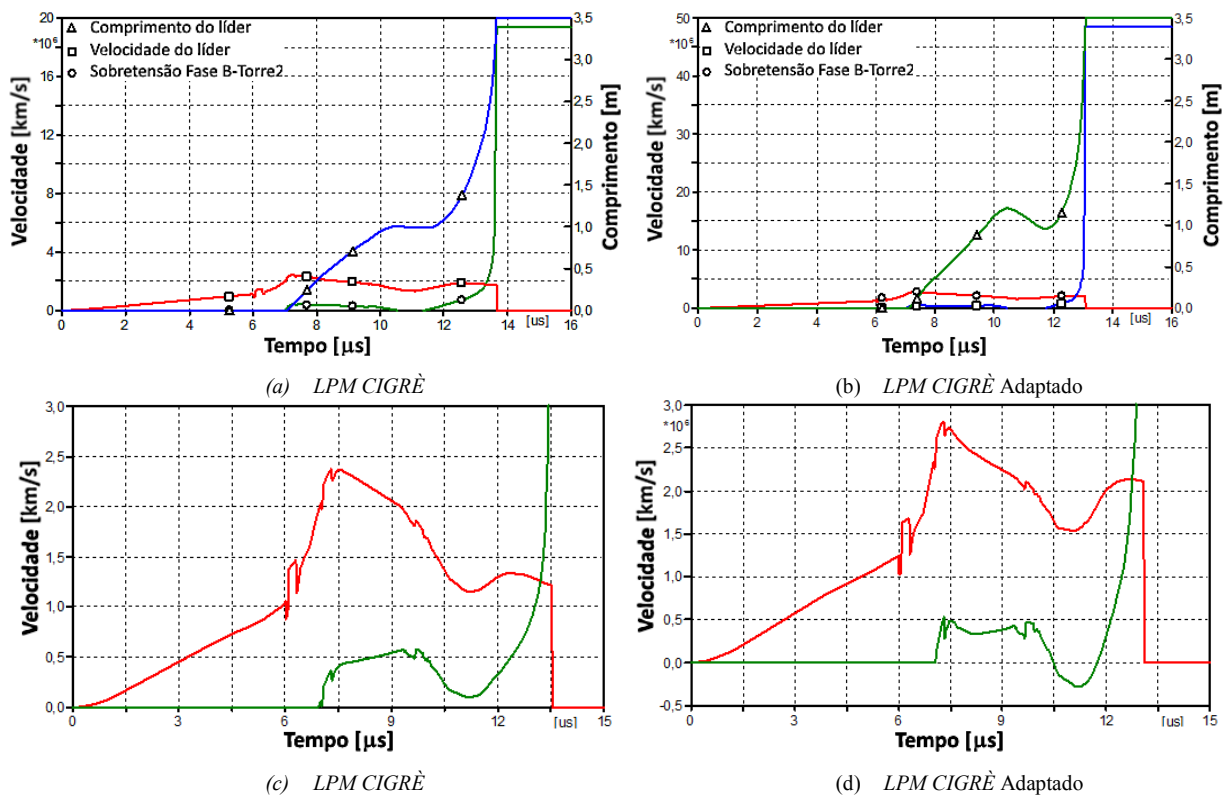


Figura 4.14 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo pico duplo. (a) *LPM CIGRÉ*. (b) *LPM CIGRÉ Adaptado*

Fonte: Elaborada pelo autor.

#### 4.4.2 Constatações baseadas na análise dos resultados obtidos nos Casos 1 e 2:

A Tabela 4.7 apresenta um resumo dos resultados obtidos nos Casos 1 e 2, permitindo a comparação dos parâmetros elétricos que causam o *backflashover* o sistema de transmissão. Nesta tabela, as siglas  $I_{p1 \text{ avg}}$  e  $I_{p2 \text{ avg}}$  referem-se aos valores do primeiro e do segundo pico das correntes de descargas reais com parâmetros característicos médios.

Nos dois casos analisados, o menor valor de corrente crítica de descarga no sistema de transmissão é obtido com a modelagem da disrupção utilizando a Curva V-t. Este é o modelo de representação da disrupção que fornece resultados mais conservativos, subestimando a suportabilidade das cadeias de isoladores. Os modelos de disrupção *LPM CIGRÉ Adaptado* e o Método DE apresentaram melhor concordância entre os valores dos parâmetros de desempenho quanto ao *backflashover*.



Com exceção do Método DE, a amplitude do primeiro pico da forma de onda de corrente crítica com pico duplo foi inferior ao valor de pico da corrente crítica de descarga com pico único. No entanto, a transição entre o primeiro e o segundo pico da forma de onda com duplo pico, permite que a amplitude do segundo pico de corrente crítica atinja valores muito superiores à amplitude da corrente crítica de descarga com pico único. Portanto, a forma de onda de corrente de primeiras descargas com pico único produz solicitações de tensões mais severas nas cadeias de isoladores do que a forma de onda de corrente com pico duplo, independente da modelagem da disrupção adotada.

TABELA 4.7: COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE *BACKFLASHOVER* OBTIDOS NOS CASOS 1 E 2.

Estudo de Casos	Parâmetros de Desempenho	Disrupção modelada pela Curva V-t	Disrupção modelada pelo Método DE
Caso 1	Tensão Disruptiva [MV]	2,2571	1,9609
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	7,52	9,49
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	164,35 (4,068 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	179,72 (4,448 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 2	Tensão Disruptiva [MV]	2,2686	1,9753
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	7,29	13,04
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	173,48 (3,83 x $I_{P2 \text{ avg}}$ ) 155,93 (3,85 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	199,04 (4,39 x $I_{P2 \text{ avg}}$ ) 179,93 (4,45 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
Estudo de Casos	Parâmetros de Desempenho	Disrupção modelada pelo LPM CIGRE	Disrupção modelada pelo LPM CIGRE Adaptado
Caso 1	Tensão Disruptiva [MV]	1,2142	1,8768
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	13,53	10,02
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	172,27 (4,26 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	194,39 (4,81 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 2	Tensão Disruptiva [MV]	1,77	2,1119
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	13,65	13,08
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	185,95 (4,10 x $I_{P2 \text{ avg}}$ ) 168,1 (4,16 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	213,32 (4,71 x $I_{P2 \text{ avg}}$ ) 192,85 (4,77 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )

A representação da disrupção empregando os modelos *LPM* e o Método DE proporcionam a representação de disrupções na cauda do impulso atmosférico, o que não ocorreu quando a Curva V-t foi empregada. Tanto os métodos *LPM* quanto o Método DE mostraram-se mais dependentes da forma de onda da corrente de descarga do que a Curva V-t, quando comparamos as diferenças nos valores das máximas sobretensões identificadas em cada caso.

Em contrapartida, a representação da suportabilidade elétrica empregando a Curva V-t mostrou-se mais adequada para a representação de disrupções na frente do impulso atmosférico, uma vez que o *LPM* não "enxerga" a ocorrência da disrupção na frente da onda de corrente. Há que se considerar que tanto os métodos *LPM* quanto o método DE, atribuem diferentes pesos à influência da amplitude de tensão e do tempo no cômputo da característica de suportabilidade elétrica, o que não é considerado na curva V-t, sendo comprovadamente mais apropriados para estudos com sobretensões não padronizadas.

O Método DE demonstrou ser um método bastante robusto, uma vez que, mesmo quando foi utilizado um valor de tensão crítica disruptiva obtido para onda padrão de tensão, este foi capaz de prever a característica de suportabilidade do arranjo isolante. Ao compararmos os métodos *LPM* e DE, nota-se maior concordância nos resultados obtidos, quando o *LPM* foi calculado utilizando-se o valor de campo elétrico crítico obtido pelo método *up and down*, realizado com a forma de onda não-padronizada, conforme descrito no capítulo 3. Ao observarmos que tanto no Caso 1 quanto no Caso 2, o uso do *LPM CIGRÈ Adaptado* resultou nos maiores valores de corrente crítica admissível, concluímos que estes resultados estão em concordância com o resultados obtidos na Figura 3.33 do Capítulo 3, que indicou que a curva de suportabilidade prevista pelo método *LPM CIGRÈ Adaptado* exibiu valores de tensão disruptiva superiores aos valores definidos pelas curvas V-t previstas pelos métodos DE e *LPM CIGRÈ*. Por exibir um elevado valor de tensão disruptiva durante o intervalo de tempo de ocorrência da frente de onda de corrente ( $T_{3090} = 4,37 \mu s$ ), o *LPM CIGRÈ Adaptado* determina amplitudes mais elevadas de corrente crítica de descarga admissíveis quando comparado aos demais métodos de modelagem da disrupção.

De maneira análoga, os resultados de estudos de *backflashover* no trecho do sistema de transmissão investigado confirmam a semelhança entre as curvas V-t previstas pelos métodos DE e *LPM CIGRÈ Adaptado*, apresentadas nas Figuras 3.31, 3.23 e 3.33 do capítulo 3, ao analisarmos tanto a amplitude da tensão disruptiva quanto o instante de tempo de ocorrência da disrupção, obtidos para estes dois métodos de modelagem da disrupção.

A análise dos resultados de velocidade do líder e de duração da fase de propagação do líder revelam aspectos peculiares sobre o estresse elétrico produzido por cada uma das formas de onda de descargas reais. A Tabela 4.8 resume os parâmetros obtidos durante a fase de propagação de líder empregando-se o *LPM CIGRÈ* e o *LPM CIGRÈ Adaptado*, tanto para a corrente de descarga com pico único quanto com pico duplo. A forma de onda de corrente de

descarga com pico único promove um aumento no valor final da velocidade do líder. Conforme já destacado, as sobretensões produzidas por correntes de descarga com pico duplo promovem uma desaceleração na progressão do líder, cujo efeito se torna mais evidente ao compararmos os valores de velocidades finais atingidas pelo líder devido à sobretensões geradas por correntes do tipo pico único. Tal fato pode ser importante na análise dos efeitos de sobretensões atmosféricas oscilatórias na suportabilidade de arranjos isolantes.

TABELA 4.8: COMPARAÇÃO DOS PARÂMETROS DO LÍDER CALCULADOS POR LPM CIGRÉ E POR LPM CIGRÉ ADAPTADO NOS CASOS 1 E 2.

Estudo de Casos	Parâmetros do líder	LPM CIGRÉ	LPM CIGRÉ Adaptado
Caso 1: Pico Único	Velocidade máxima [km/s]	57,417	72,97
	Início de propagação do líder [ $\mu$ s]	6,96	7,09
	Duração do líder [ $\mu$ s]	6,56	2,92
Caso 2: Pico Duplo	Velocidade máxima [km/s]	19,366	48,49
	Início de propagação do líder [ $\mu$ s]	6,98	7,08
	Duração do líder [ $\mu$ s]	6,67	6,0

#### 4.4.3 Caso 3: Fonte de corrente de primeiras descargas modelada segundo a forma de onda recomendada pelo CIGRÉ

Neste item são apresentados os resultados de estudos acerca da ocorrência de *backflashover* na linha de transmissão ao ser atingida por correntes de primeiras descargas modeladas de acordo com a recomendação do CIGRÉ, conforme já descrito no item 2.4-C do Capítulo 2. Empregando a mesma metodologia aplicada aos casos 1 e 2, a característica de suportabilidade elétrica foi representada pela curva V-t, método LPM CIGRÉ, método LPM CIGRÉ Adaptado e também pelo Método DE, para fins de comparação dos resultados de desempenho elétrico da linha de transmissão quanto ao *backflashover*.

Com a finalidade de investigar qual a forma de onda de corrente de descarga principal é capaz de produzir a mais severa solicitação de tensão aplicada às cadeias de isoladores da linha de transmissão, foi realizado o ajuste dos parâmetros da forma de onda da corrente de descarga do CIGRÉ aos parâmetros da fonte de corrente de descarga com pico único, tratada no Caso 1. Adicionalmente, esta metodologia adotada permite ainda avaliar a capacidade da forma de onda

de corrente de descarga do *CIGRÉ* em representar formas de onda de correntes de descargas reais em estudos de desligamentos em linhas de transmissão. Para tanto, os parâmetros característicos de amplitude, derivada máxima próxima ao pico, tempo de crista e tempo de cauda da fonte de corrente de descarga do *CIGRÉ* foram ajustados aos parâmetros da forma de onda de corrente de descarga com pico único, utilizada no Caso 1. A Figura 4.15 apresenta uma comparação entre as formas de onda de correntes de descargas do *CIGRÉ* e com pico único.

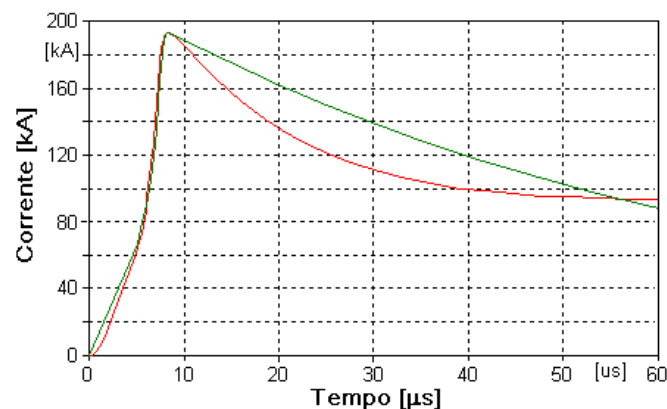


Figura 4.15 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes do tipo pico único e *CIGRÉ*.  
Fonte: Elaborada pelo autor.

A Figura 4.16 apresenta as formas de onda das correntes críticas de descarga com forma de onda recomendada pelo *CIGRÉ*, identificadas para cada modelo de disrupção. A amplitude da corrente crítica de descarga com forma de onda *CIGRÉ* ultrapassa em 3,53, 4,17, 4,62 e 4,42 vezes a amplitude da corrente de descarga com forma de onda do tipo pico único, com parâmetros

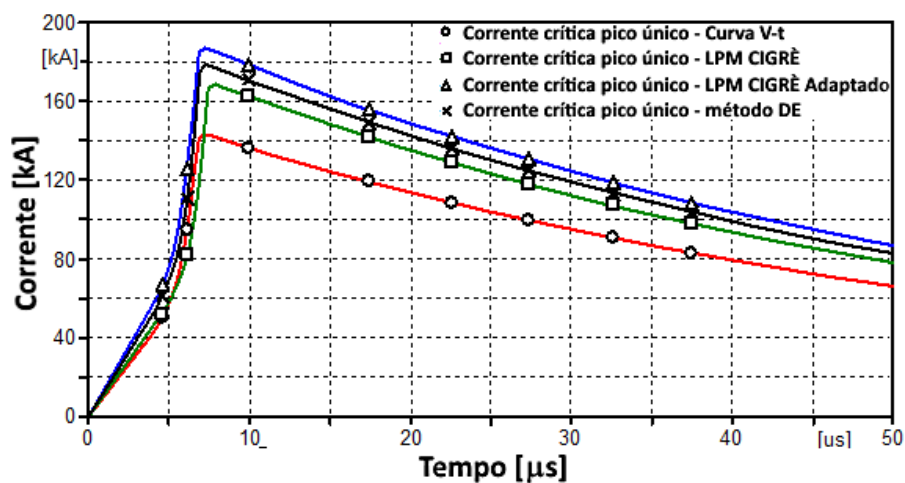


Figura 4.16 – Correntes críticas com forma de onda do tipo *CIGRÉ*.  
Fonte: Elaborada pelo autor.

médios ( $I_{p1} = 40,4$  kA), para os casos em que a Curva V-t, o *LPM CIGRÈ*, o *LPM CIGRÈ Adaptado* e o Método DE foram respectivamente empregados. Neste caso, o *LPM CIGRÈ* determinou uma amplitude de corrente crítica superior em 17,99% àquela admitida utilizando-se a Curva V-t. Para os casos envolvendo o uso do *LPM CIGRÈ Adaptado* e do Método DE, a amplitude de corrente crítica supera em 30,85% e 25,10%, respectivamente, a corrente crítica de descarga determinada pelo uso da Curva V-t. Os parâmetros característicos da corrente crítica de descarga obtida em cada caso estão resumidos na Tabela 4.9. Os parâmetros característicos das correntes impulsivas exibem uma maior variação nos tempos de frente das correntes críticas identificadas em cada caso. Tal fato está associado ao procedimento trabalhoso e demorado, necessário para ajustar os parâmetros característicos da corrente impulsiva do tipo *CIGRÈ*. O aumento da amplitude da corrente elétrica, requer ajustes tanto do tempo de frente quanto da derivada máxima, sendo que estes, por sua vez, são interdependentes.

TABELA 4.9: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DAS CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO *CIGRÈ*.

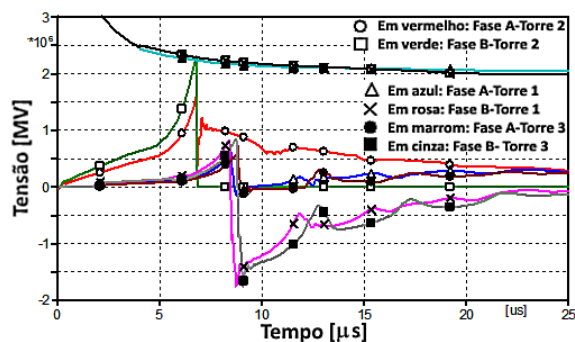
Parâmetros Característicos	Curva V-t	<i>LPM CIGRÈ</i> ( $U_0=560$ kV/m; $k_L=1,2$ )	<i>LPM CIGRÈ ADAPTADO</i> ( $U_0=716,438$ kV/m; $k_L=2,06$ )	Método DE ( $U_0=1,95$ MV e $DE_{base}=0,84288$ kV.μs)
$I_{p1}$ [kA]	142,91 (7,20 μs)	168,62 (7,19 μs)	187 (7,19 μs)	178,79 (7,31 μs)
$t_{10}$ [μs]	1,36	1,51	1,35	1,39
$t_{30}$ [μs]	4,01	4,47	3,97	4,10
$t_{90}$ [μs]	6,61	7,21	6,59	6,72
<u>Frentes [μs]</u>				
$T_{10/90}$ [μs]	5,25	5,7	5,24	5,33
$T_{30/90}$ [μs]	2,60	2,74	2,62	2,62
$T_{cauda}$ [μs]	45,73	45,75	45,75	45,73

Os parâmetros de estudos de desligamentos por *backflashover* considerados neste caso estão resumidos na Tabela 4.10. Analogamente aos Casos 1 e 2, somente a cadeia de isoladores da fase B da Torre 2 é acometida por *backflashover*. Novamente os modelos *LPM CIGRÈ* e *LPM CIGRÈ Adaptado* determinaram a ocorrência da disrupção em instantes de tempo muito superiores àquela determinado pela Curva V-t. Consequentemente, os valores de tensão disruptiva calculada por estes dois métodos também foram muito inferiores à tensão disruptiva determinada pela Curva V-t.

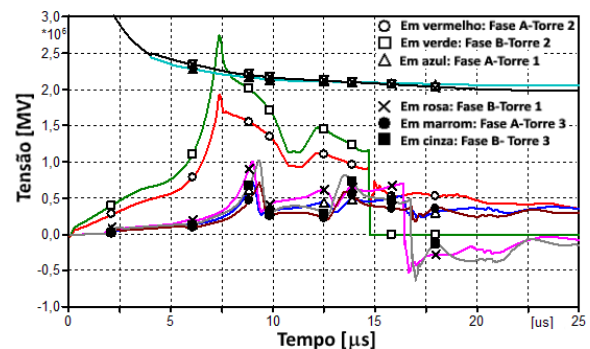
TABELA 4.10: PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR *BACKFLASHOVER* EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO *CIGRÉ*.

Parâmetros	Curva V-t	LPM CIGRÉ	LPM CIGRÉ Adaptado	Método DE
Tensão Disruptiva [MV]	2,2968	1,1583	1,3498	1,9535
Tempo de Disrupção[ $\mu$ s]	6,78	14,69	13,36	9
Máxima Sobretensão [MV]	2,2968	2,7376	2,9726	2,8775
Tempo de Máxima Sobretensão [ $\mu$ s]	6,78	7,37	6,76	6,89

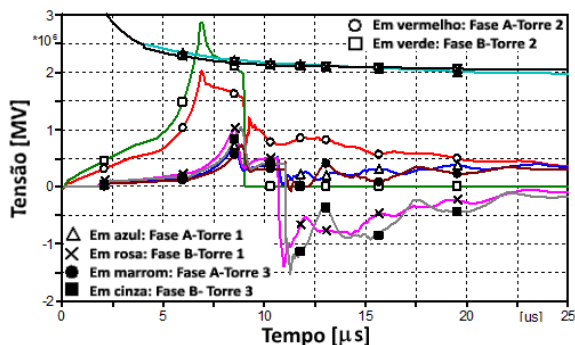
As formas de onda das tensões impostas às cadeias de isoladores ligadas às fases A e B, estão representadas na Figura 4.17 para cada uma das três torres da linha de transmissão. Os resultados comprovaram o mesmo comportamento observado nos casos 1 e 2, ou seja, o emprego da Curva V-t resulta no menor valor admissível de corrente crítica de descarga e também no



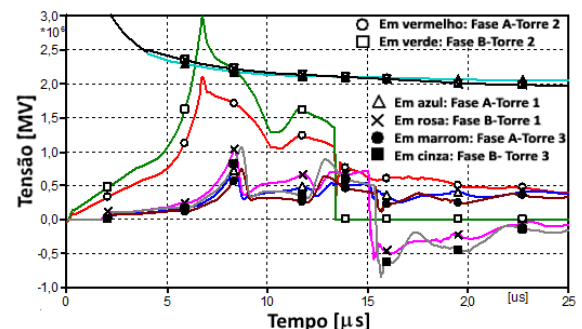
(a) Sobretensões - onda *CIGRÉ* e Curva V-t.



(b) Sobretensões - onda *CIGRÉ* e LPM *CIGRÉ*.



(c) Sobretensões - onda *CIGRÉ* e Método DE.



(d) Sobretensões - onda *CIGRÉ* e LPM *CIGRÉ* Adaptado.

Figura 4.17 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo *CIGRÉ*. (a) Disrupção modelada pela Curva V-t (b) Disrupção modelada pelo método LPM. (c) Disrupção modelada pelo método DE. (d) Disrupção modelada pelo método LPM *CIGRÉ* Adaptado.

Fonte: Elaborada pelo autor.

maior valor de tensão disruptiva. A curva V-t determina a ocorrência de disrupção em instantes de tempo inferiores àqueles obtidos com o emprego do *LPM CIGRÉ*, do *LPM CIGRÉ* Adaptado e também do método DE. Como consequência, o uso destes métodos novamente resultou em valores de corrente crítica de descarga superiores ao valor calculado com o uso da curva V-t, conforme pode ser comprovado pelos parâmetros resumidos na Tabela 4.10.

As curvas relacionadas à velocidade e ao comprimento do líder obtidas para os modelos *LPM* estão mostradas na Figura 4.18. Para o caso utilizando-se o *LPM CIGRÉ* tradicional, o líder atinge a velocidade máxima de 15,878 km/s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,1583 MV, no instante de tempo de início da disrupção, em 14,69  $\mu$ s. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 6,98  $\mu$ s, percorrendo o comprimento total do espaçamento de ar da cadeia de isoladores da fase B da torre 2 em 7,71  $\mu$ s. Para o caso empregando-se o *LPM CIGRÉ* Adaptado, o líder atinge uma velocidade final de 112,62 km/s, no momento da disrupção ocorrida em 13,36  $\mu$ s, quando a

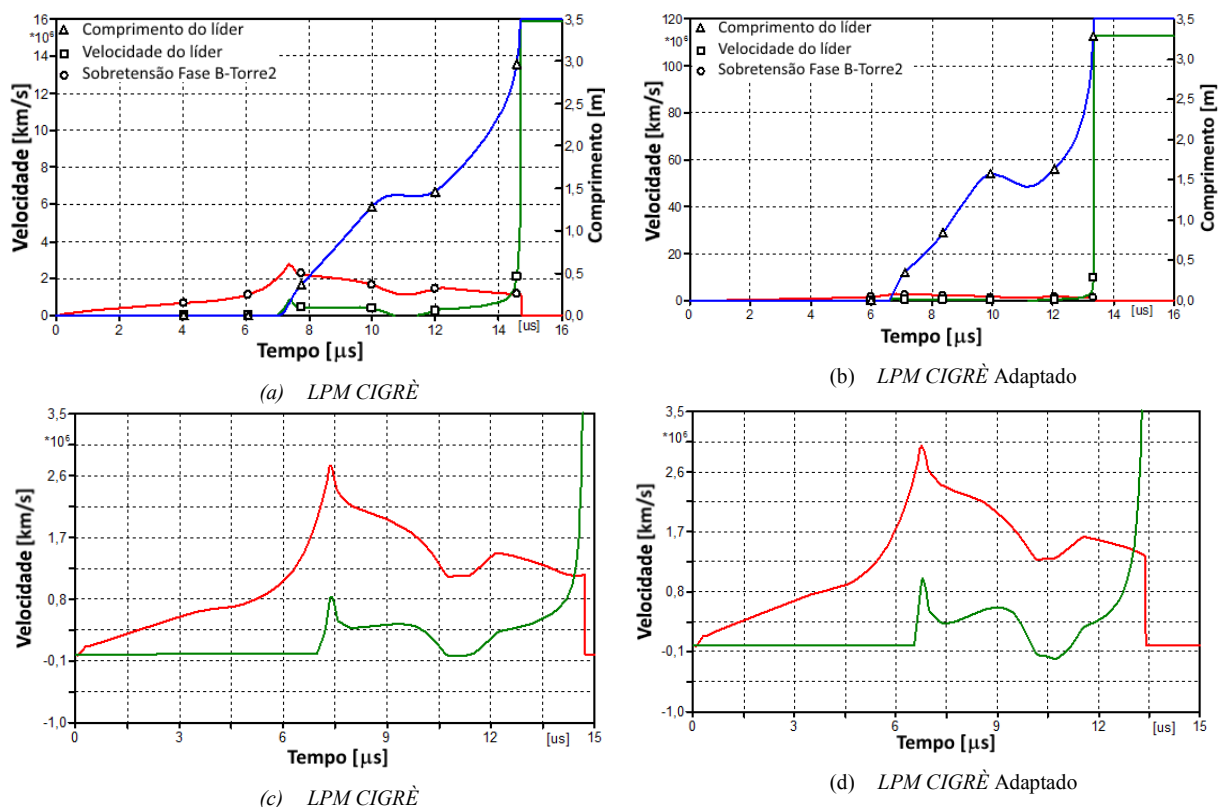


Figura 4.18 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo *CIGRÉ* (a) e (c) *LPM CIGRÉ*. (b) e (d) *LPM CIGRÉ* Adaptado

Fonte: Elaborada pelo autor.

diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,3474 MV. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 6,54  $\mu$ s e tem duração 6,82  $\mu$ s. O *LPM CIGRÈ* Adaptado determina um valor de corrente crítica de descarga com amplitude superior em 18,38% à corrente crítica calculada pelo *LPM CIGRÈ*, resultando em consequente sobreestresse elétrico das cadeias de isoladores, além de velocidades finais do líder mais elevadas.

A Tabela 4.11 apresenta um resumo dos resultados obtidos nos Casos 1 e 3, permitindo a comparação dos parâmetros elétricos que resultam na ocorrência de *backflashover* no sistema de transmissão empregando-se a fonte de corrente do tipo pico único e a fonte de corrente do tipo *CIGRÈ*.

Ao compararmos os valores de corrente crítica de descarga obtidos neste caso com os respectivos valores identificados no Caso 1, pode-se afirmar que, a forma de onda de corrente de descarga do tipo *CIGRÈ* é capaz de reproduzir, com exatidão, os efeitos de estresse elétrico provocados pelas sobretensões atmosféricas originadas por correntes de descargas reais com pico único.

Os valores de tensão disruptiva e de instante de tempo de disrupção obtidos com o emprego do método DE neste caso apresentam ótima concordância com os valores obtidos no Caso 1 (erros absolutos de apenas 7,4 kV e de apenas 0,49  $\mu$ s) para a tensão disruptiva e o instante de tempo de disrupção. Ao compararmos as amplitudes de corrente crítica obtidas nos Casos 1 e 3, os erros absolutos calculados são de 0,93 kA, 3,65 kA, 7,39 kA e de 21,44 kA para o Método DE, o *LPM CIGRÈ*, o *LPM CIGRÈ* Adaptado e a Curva V-t, respectivamente. Com base nestes valores, pode-se depreender que o uso da Curva V-t associado com o modelo de corrente de primeiras descargas de *CIGRÈ* pode conduzir à diferenças consideráveis nos parâmetros elétricos que determinam a ocorrência de *backflashover* em linhas de transmissão comparados aos resultados obtidos com formas de onda de correntes reais.

Nos dois casos analisados, o pior desempenho do sistema de transmissão quanto ao *backflashover* é obtido com a modelagem da disrupção utilizando a Curva V-t. Este é o modelo de representação da disrupção que resulta em resultados mais conservativos, subestimando a suportabilidade da cadeia de isoladores. Os modelos de disrupção *LPM CIGRÈ* Adaptado e o Método DE apresentaram maior concordância entre os valores dos parâmetros elétricos desempenho.



TABELA 4.11: COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE *BACKFLASHOVER* OBTIDOS NOS CASOS 1 E 3.

Estudo de Casos	Parâmetros de Desempenho	Disrupção modelada pela Curva V-t	Disrupção modelada pelo Método DE
Caso 1	Tensão Disruptiva [MV]	2,2571	1,9609
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	7,52	9,49
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	164,35 ( $4,068 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )	179,72 ( $4,448 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 3	Tensão Disruptiva [MV]	2,2968	1,9535
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	6,78	9
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	142,91 ( $3,53 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )	179,79 ( $4,42 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )
Estudo de Casos	Parâmetros de Desempenho	Disrupção modelada pelo <i>LPM CIGRE</i>	Disrupção modelada pelo <i>LPM CIGRE Adaptado</i>
Caso 1	Tensão Disruptiva [MV]	1,2142	1,8768
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	13,53	10,02
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	172,27 ( $4,26 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )	194,39 ( $4,81 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 3	Tensão Disruptiva [MV]	1,1583	1,3498
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	14,69	13,36
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	168,62 ( $4,17 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )	187 ( $4,63 \times I_{P1 \text{ avg}}$ )

#### 4.4.4 Caso 4: Fonte de corrente de primeiras descargas modelada com forma de onda do tipo dupla exponencial

Neste item são apresentados os resultados de estudos de *backflashover* na linha de transmissão ao ser atingida por correntes de primeiras descargas modeladas com forma de onda do tipo dupla exponencial, conforme já descrito no item 2.4-A do Capítulo 2. Neste caso foi adotada a mesma metodologia empregada no Caso 3, com o intuito de investigar se a forma de onda de corrente de descarga principal com forma de onda do tipo dupla exponencial é capaz de representar os efeitos produzidos por correntes de descargas reais com pico único. Para tanto, os parâmetros da fonte de corrente do tipo dupla exponencial foram ajustados aos parâmetros da fonte de corrente de descarga com pico único do Caso 2. A Figura 4.19 apresenta uma comparação entre as formas de onda de correntes de descargas com pico único e dupla exponencial. Nesta figura a forma de onda biexponencial tem tempo de frente igual a 4,3687  $\mu$ s.

Percebe-se que para a mesma frente de onda da corrente com pico único ( $T_{3090}=4,37 \mu s$ ), a corrente do tipo biexponencial possui uma forma de onda muito diferente daquela.

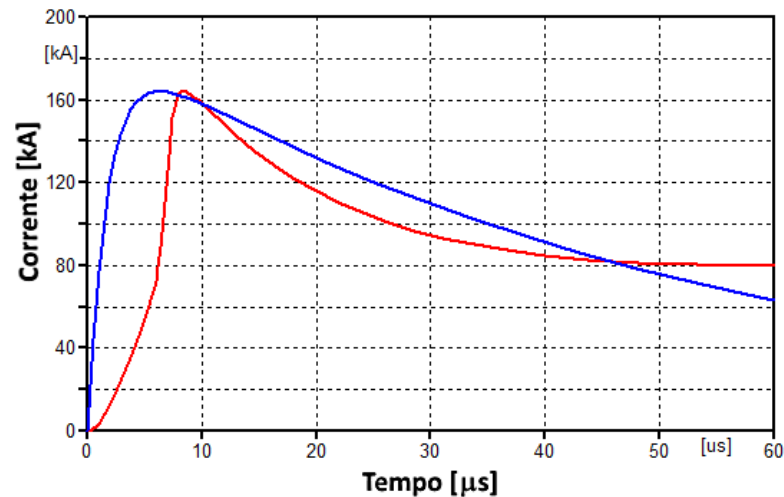


Figura 4.19 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes do tipo pico único e biexponencial.  
Fonte: Elaborada pelo autor.

A Figura 4.20 apresenta as formas de onda da corrente crítica de descarga com forma dupla exponencial, identificadas para cada modelo de disrupção. A amplitude da corrente crítica de descarga ultrapassa em 4,69, 4,21, 4,92 e 4,50 vezes a amplitude da corrente de descarga com forma de onda do tipo pico único, com parâmetros médios ( $I_{p1} = 40,4 \text{ kA}$ ), para os casos empregando a Curva V-t, o *LPM CIGRÉ*, o *LPM CIGRÉ Adaptado* e o método DE, respectivamente.

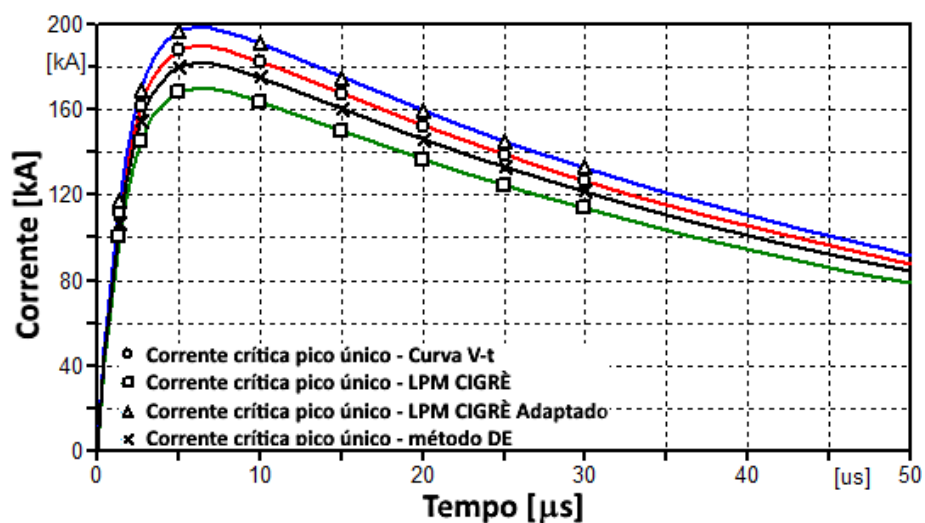


Figura 4.20 – Correntes críticas com forma de onda do tipo biexponencial.  
Fonte: Elaborada pelo autor.

Os parâmetros característicos da corrente crítica de descarga obtida em cada caso estão resumidos na Tabela 4.12. Neste caso, o *LPM CIGRÈ* e o Método DE determinaram amplitudes de correntes críticas inferiores em 10,31% e 6,95% respectivamente, àquela admitida utilizando-se a Curva V-t. Já a corrente crítica calculada empregando-se o *LPM CIGRÈ* Adaptado, supera este valor em 16,72%.

TABELA 4.12: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DAS CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO BIEXPONENCIAL.

Modelos de Disrupção	$I_{p1}$ [kA]	Tempo de Disrupção [μs]	Tempo $t_{10}$ [μs]	Tempo $t_{30}$ [μs]	Tempo $t_{90}$ [μs]	Frente $t_{10/90}$ [μs]	Frente $t_{30/90}$ [μs]	Cauda $t_{cauda}$ [μs]
Curva V-t	189,87	6,23	0,18	0,55	3,17	2,99	2,62	45,65
<i>LPM CIGRÈ</i> ( $U_0=560$ kV/m; $k_L=1,2$ )	170,29	6,22						
<i>LPM CIGRÈ ADAPTADO</i> ( $U_0=716,438$ kV/m; $k_L=2,06$ )	198,77	6,20						
Método DE ( $U_0=1,95$ MV e $DE_{base}=0,84288$ kV.μs)	182,14	6,24						

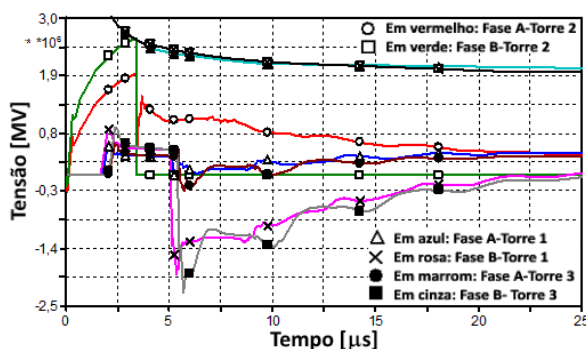
Neste caso, o *LPM CIGRÈ* Adaptado forneceu o maior valor de corrente crítica admissível. O emprego da Curva V-t resultou em amplitude de corrente crítica de descarga superior em 13,44% ao valor obtido no Caso 1 (164,35 kA), sendo ainda superior em 24,32% ao valor obtido no Caso 3 (142,91 kA). Portanto, pode-se afirmar que o uso da Curva V-t juntamente com a fonte de corrente biexponencial pode superestimar a suportabilidade das cadeias de isoladores. A comparação dos parâmetros característicos da Tabela 4.12 com os respectivos parâmetros obtidos no caso 3 (corrente de descarga do tipo *CIGRÈ*), indica que a realização de estudos empregando a forma de onda de corrente de descarga do tipo dupla exponencial conduz a resultados com amplitudes de correntes críticas superiores, independentemente do sistema de representação da disrupção utilizado.

Novamente apenas a cadeia de isoladores da fase B da Torre 2 é acometida por *backflashover*. Os parâmetros elétricos determinantes para a ocorrência de *backflashover* na linha de transmissão estão resumidos na Tabela 4.13.

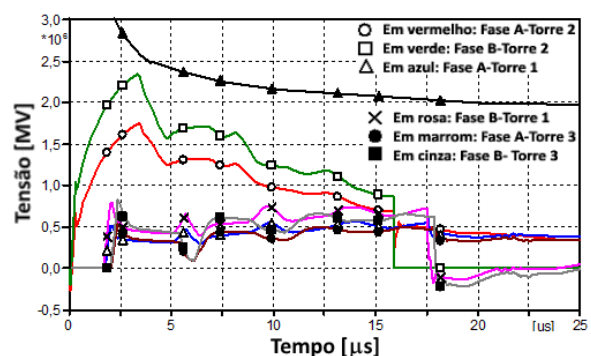
TABELA 4.13: PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR *BACKFLASHOVER* EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO BIEXPONENCIAL

Parâmetros	Curva V-t	LPM CIGRÉ	LPM CIGRÉ Adaptado	Método DE
Tensão Disruptiva [MV]	2,5969	0,87569	1,4935	1,9609
Tempo de Disrupção[ $\mu$ s]	3,4	15,86	9,24	4,19
Máxima Sobretensão [MV]	2,6070	2,3382	2,7293	2,4995
Tempo de Máxima Sobretensão [ $\mu$ s]	3,34	3,34	3,34	3,34

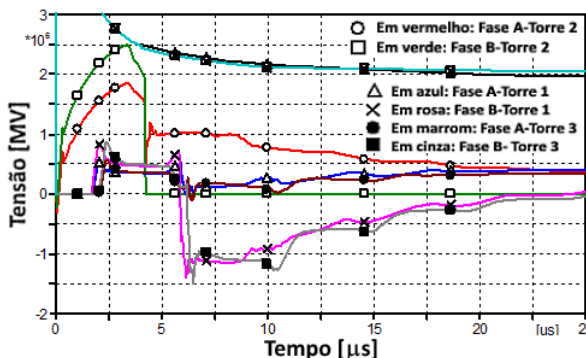
As formas de onda das tensões impostas às cadeias de isoladores ligadas às fases A e B, estão representadas na Figura 4.21 para cada uma das três torres da linha de transmissão.



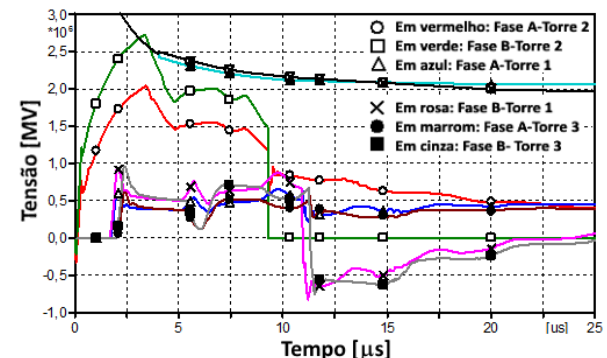
(a) Sobretensões - biexponencial e Curva V-t.



(b) Sobretensões - biexponencial e *LPM CIGRÉ*.



(c) Sobretensões - biexponencial e Método DE.



(d) Sobretensões - biexponencial e *LPM CIGRÉ* Adaptado.

Figura 4.21 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo biexponencial. (a) Disrupção modelada pela Curva V-t (b) Disrupção modelada pelo método *LPM CIGRÉ*. (c) Disrupção modelada pelo método DE. (d) Disrupção modelada pelo método *LPM CIGRÉ* Adaptado.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A análise da Figura 4.21(b) deixa claro que emprego conjunto do *LPM CIGRÉ* e da corrente de descarga do tipo dupla exponencial constitui-se na metodologia de análise de *backflashover* que conduz aos resultados mais conservativos. Já o *LPM CIGRÉ* Adaptado permite que a sobretensão aplicada à cadeia de isoladores da fase B da Torre 2 ultrapasse os valores de tensão disruptiva estabelecidos pela Curva V-t entre os instantes de tempo 3,08  $\mu$ s e 3,58  $\mu$ s, sem determinar a ocorrência da disrupção. O uso do *LPM CIGRÉ* Adaptado resulta em aumento de 28,485 kA na amplitude da corrente crítica de descarga quando comparado ao uso do *LPM CIGRÉ*.

As curvas relacionadas à velocidade e ao comprimento do líder obtidas para os modelos *LPM* estão mostradas na Figura 4.22. Para o caso com *LPM CIGRÉ* tradicional, o líder atinge a velocidade máxima de 18,424 km/s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 875,69 kV em 15,86  $\mu$ s. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 1,83  $\mu$ s, completando seu percurso em 14,03  $\mu$ s. Para o caso em que o *LPM CIGRÉ* Adaptado foi utilizado, o líder atinge uma velocidade final de 40,681 km/s, no instante

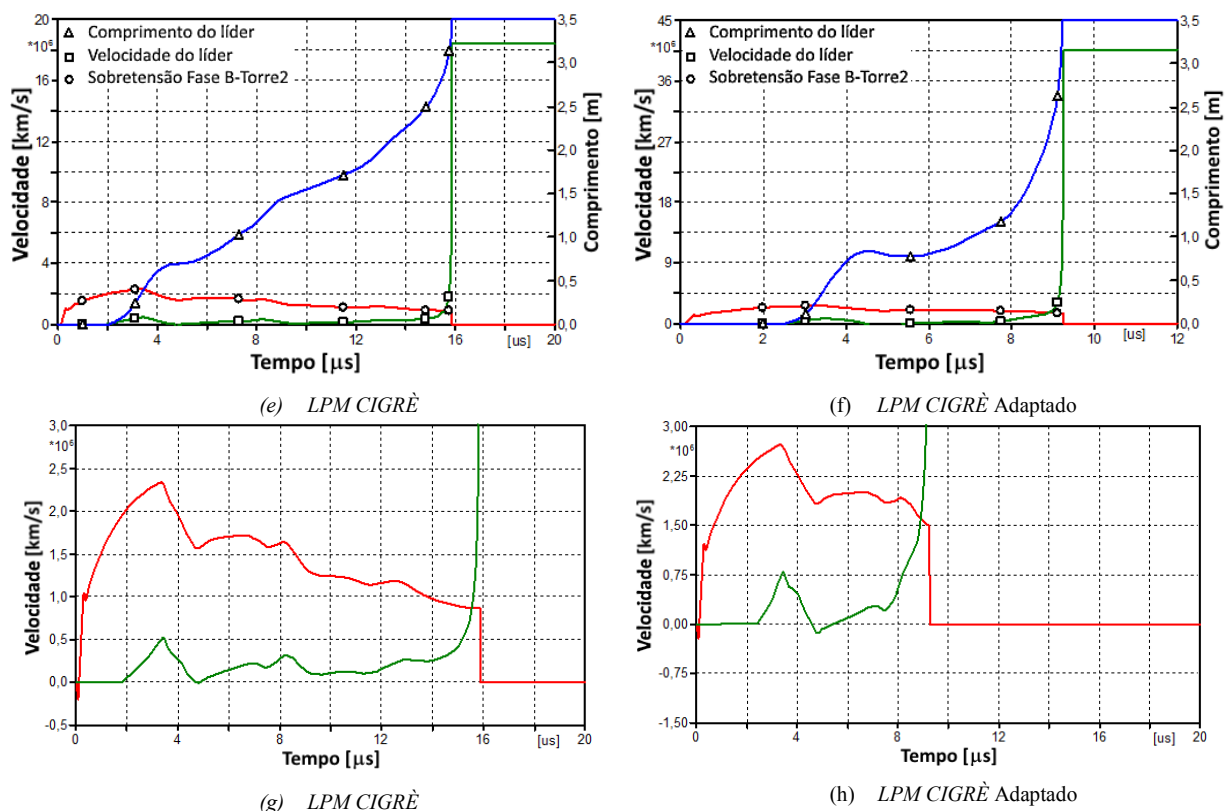


Figura 4.22 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo dupla exponencial. (a) e (c) *LPM CIGRÉ*. (b) e (d) *LPM CIGRÉ* Adaptado

Fonte: Elaborada pelo autor.

de tempo de início da disrupção, em 9,24  $\mu\text{s}$ , quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,4935 MV. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 2,38  $\mu\text{s}$  e tem duração 6,86  $\mu\text{s}$ . É importante ressaltar que as sobretensões produzidas pela fonte de corrente de descarga com forma de onda do tipo dupla exponencial promovem o início precoce da fase de propagação do líder, em instantes de tempo muito anteriores àqueles obtidos quando a fonte de corrente do CIGRÈ e também a fonte de corrente com pico único foram utilizadas. O *LPM CIGRÈ Adaptado* determina um valor de corrente crítica de descarga com amplitude 18,38 % superior à corrente crítica calculada pelo *LPM CIGRÈ*, impondo maior estresse elétrico à cadeia de isoladores. Adicionalmente, o *LPM CIGRÈ Adaptado* também indica um valor mais elevado de velocidade final.

#### ***4.4.5 Caso 5: Fonte de corrente de primeiras descargas modelada como forma de onda do tipo dupla rampa***

A forma de onda do tipo dupla rampa é comumente empregada para representar a corrente de descargas atmosféricas na avaliação do desempenho elétrico de linhas de transmissão em estudos de coordenação de isolamento (CHOY; DARVENIZA, 1991). Esta forma de onda da corrente de descarga é recomendada pelo (IEEE, 1985), pelo (IEEE Std. 1243,1997), além da norma (IEC 60071-4, 2004) para estimativa da taxa de desligamentos de uma linha de transmissão devido à incidência de descargas atmosféricas. Por este motivo, esta forma de onda de corrente da descarga de retorno também foi utilizada para avaliar o desempenho do trecho de sistema de transmissão quanto aos desligamentos provocados por *backflashover*, empregando-se a fonte de corrente tipo rampa (*slope ramp type 13*) disponível no software *ATPDraw*. Para avaliar a capacidade da forma de onda do tipo dupla rampa em reproduzir as sobretensões originadas por correntes de descargas reais do tipo pico único, o tempo de frente e o tempo de cauda da fonte de corrente do tipo dupla rampa foram ajustados aos parâmetros da corrente de descarga com pico único. Dessa forma o tempo de frente foi ajustado em 4,37  $\mu\text{s}$  enquanto que o tempo de cauda foi ajustado em 45,65  $\mu\text{s}$ . A Figura 4.23 apresenta uma comparação entre as formas de onda de correntes de descargas com pico único, dupla exponencial e dupla rampa, com as amplitudes destas duas últimas formas de onda ajustadas à

amplitude daquela. Percebe-se que para o mesmo valor de tempo de frente de onda da corrente com pico único ( $T_{30/90}=4,37 \mu s$ ), as correntes do tipo biexponencial e dupla rampa atingem seus valores máximos em instantes de tempo bem inferiores àquela. A corrente do tipo dupla rampa atinge o valor de pico da corrente em  $4,37 \mu s$ , enquanto que o pico de corrente do tipo dupla exponencial ocorre em  $6,22 \mu s$  e a amplitude máxima da corrente do tipo pico único ocorre em  $8,35 \mu s$ .

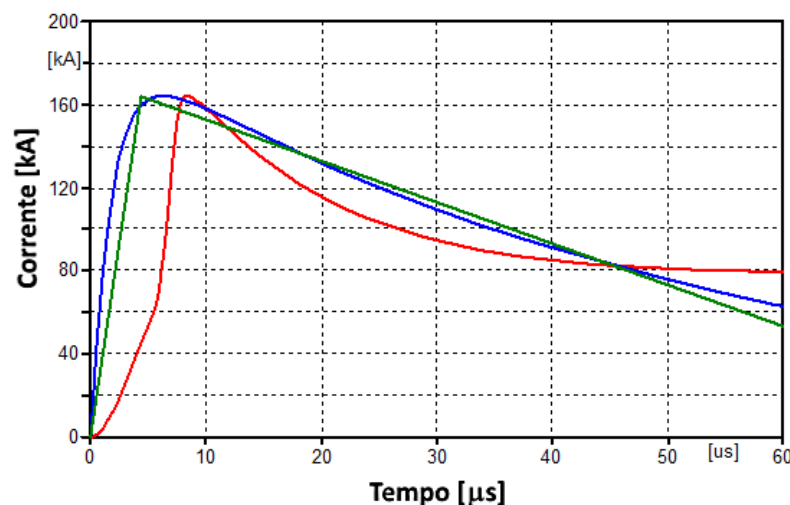


Figura 4.23 - Ajuste das formas de onda de corrente das fontes dos tipos pico único, biexponencial e dupla rampa.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A Figura 4.24 apresenta as formas de onda da corrente crítica de descarga com formato do tipo dupla rampa, identificadas para cada modelo de disrupção. A amplitude da corrente crítica de descarga ultrapassa em 4,282, 4,287, 4,964 e 4,587 vezes a amplitude da corrente de descarga com forma de onda do tipo pico único, com parâmetros médios ( $I_{p1} = 40,4 \text{ kA}$ ), para os casos empregando a Curva V-t, o *LPM CIGRÉ*, o *LPM CIGRÉ* Adaptado e o método DE, respectivamente.

Os parâmetros característicos da corrente crítica de descarga obtida em cada caso estão resumidos na Tabela 4.14. Quando comparado aos parâmetros característicos da corrente com pico único do Caso 1 da Tabela 4.3, pode-se perceber que embora os tempos de frente de onda  $T_{30/90}$  sejam coincidentes, o tempo de frente de onda  $T_{10/90}$  para onda de corrente do tipo dupla rampa ( $3,5 \mu s$ ) é muito curto, cerca de 31,5% menor do que para corrente do tipo pico único

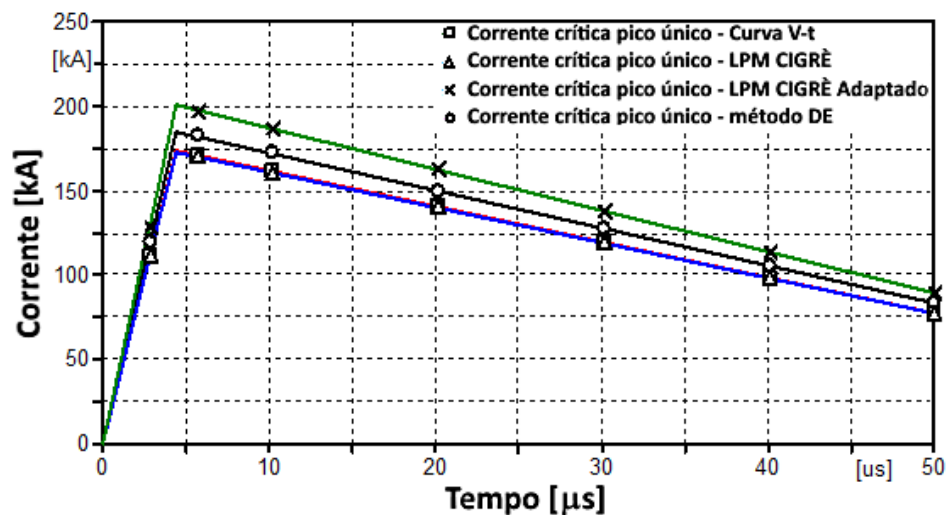


Figura 4.24 – Correntes críticas com forma de onda do tipo dupla rampa.  
Fonte: Elaborada pelo autor.

(5,11 μs). A fonte de corrente de descarga do tipo dupla rampa apresenta tempo de frente ( $T_{30/90}$ ) coincidente com a corrente de descarga do tipo CIGRÉ, embora a frente de onda  $T_{10/90}$  seja 33,33% menor do que para corrente do tipo CIGRÉ. Já as formas de onda de corrente de descarga do tipo biexponencial (Caso 4-Tabela 4.11) e dupla rampa apresentam tempos de frente de onda  $T_{30/90}$  coincidentes, enquanto que  $T_{10/90}$  para corrente do tipo dupla exponencial é 0,6 μs menor do que para corrente do tipo dupla rampa. O emprego da Curva V-t e do LPM CIGRÉ resultou em uma amplitude de corrente crítica superior muito similares, sendo que quando a suportabilidade elétrica foi representada pelo LPM CIGRÉ a corrente crítica obtida foi superior

TABELA 4.14: PARÂMETROS CARACTERÍSTICOS DE CORRENTES CRÍTICAS DE DESCARGA DO TIPO DUPLA RAMP.

Modelos de Disrupção	$I_{p1}$ [kA]	Tempo de Disrupção [μs]	Tempo $t_{10}$ [μs]	Tempo $t_{30}$ [μs]	Tempo $t_{90}$ [μs]	Frente $t_{10/90}$ [μs]	Frente $t_{30/90}$ [μs]	Cauda $t_{cauda}$ [μs]
Curva V-t	173	4,37	0,44	1,32	3,94	3,5	2,62	45,65
LPM CIGRE ( $U_0=560$ kV/m; $k_L=1,2$ )	173,20	4,37						
LPM CIGRE ADAPTADO ( $U_0=716,438$ kV/m; $k_L=2,06$ )	200,58	4,37						
Método DE ( $U_0=1,95$ MV e $DE_{base}=0,84288$ kV.μs)	185,33	4,37						



em 200 ampères quando comparada à corrente crítica obtida com a Curva V-t. Entretanto, o *LPM CIGRÈ* e o Método DE determinaram amplitudes de correntes críticas superiores em 15,94% e 7,13% respectivamente, àquela admitida utilizando-se a Curva V-t. A comparação das amplitudes de correntes críticas obtidas no caso em que a corrente de descarga foi modelada como dupla rampa com os resultados obtidos na Tabela 4.3 do Caso 1 (corrente do tipo pico único) demonstra que a o emprego da corrente do tipo dupla rampa, em geral, conduz a valores superiores de corrente crítica de descarga independentemente da modelagem da suportabilidade elétrica. O uso do *LPM CIGRÈ Adaptado* forneceu o maior valor de corrente crítica, admitindo uma amplitude de corrente superior em 27,38 kA à amplitude da corrente crítica de descarga quando comparado ao uso do *LPM CIGRÈ*. O emprego da V-t resultou em amplitude de corrente crítica de descarga superior em 5,26% ao valor obtido no Caso 1 (164,35 kA), sendo ainda superior em 21,05% ao valor obtido no Caso 3 (142,91 kA).

Os parâmetros elétricos determinantes do *backflashover* na linha de transmissão investigada são apresentados na Tabela 4.15. A disrupção acometeu a cadeia de isoladores da Fase B da Torre 2, como nos casos anteriores.

TABELA 4.15: PARÂMETROS DE DESLIGAMENTOS POR *BACKFLASHOVER* EM LINHA DE TRANSMISSÃO SUBMETIDA À CORRENTES DE DESCARGA DO TIPO DUPLA RAMP.

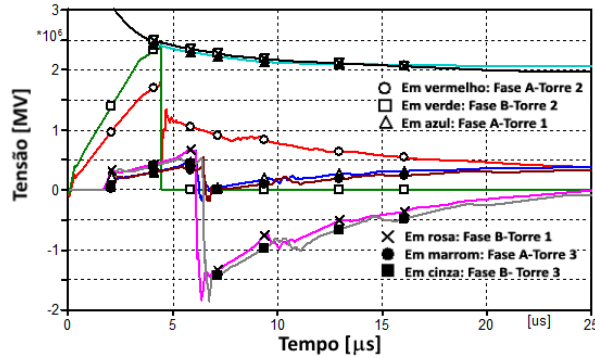
Parâmetros	Curva V-t	LPM CIGRÈ	LPM CIGRÈ Adaptado	Método DE
Tensão Disruptiva [MV]	2,4629	0,94836	1,3234	1,9602
Tempo de Disrupção [μs]	4,43	16	12,15	5,82
Máxima Sobreensão [MV]	2,4629	2,4576	2,8461	2,6297
Tempo de Máxima Sobreensão [μs]	4,43	4,43	4,43	4,43

As formas de onda das tensões impostas às cadeias de isoladores ligadas às fases A e B, estão representadas na Figura 4.25. A região de frente de onda das sobreensões originadas por correntes elétricas provenientes de descargas atmosféricas nas linhas de transmissão revelam características importantes e que tem influência na ocorrência de desligamentos por *backflashover*. As frentes de onda das sobreensões originadas por correntes de descargas atmosféricas modeladas como ondas dos tipos dupla rampa e dupla exponencial são similares ao determinarem o crescimento rápido da tensão a partir do instante de tempo de incidência da descarga atmosférica na linha de transmissão. Contudo, enquanto a forma de onda de corrente

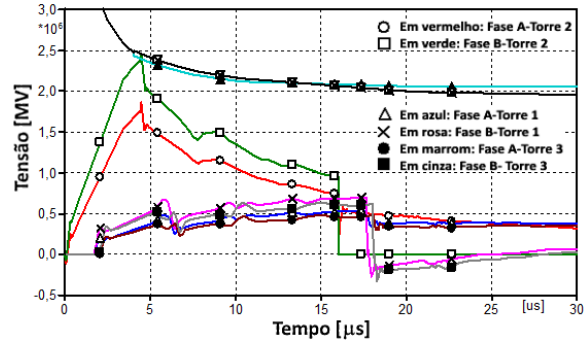
do tipo dupla exponencial determina uma sobretensão com máxima derivada no início da frente de onda, a forma de onda de corrente do tipo dupla rampa mantém a derivada de tensão constante durante toda a frente de onda da sobretensão resultante. Tal fato também determina um crescimento precoce e mais rápido das tensões transitórias aplicadas às cadeias de isoladores das torres adjacentes à torre alvo da descarga atmosférica, fazendo com que a sobretensão alcance amplitudes mais elevadas em curto espaço de tempo quando comparadas às sobretensões originadas por fontes de correntes dos tipos pico único e *CIGRÉ*. Já quando a forma de onda de corrente do tipo *CIGRÉ* é empregada no estudo de desempenho da linha de transmissão quanto ao *backflashover*, a frente de onda da sobretensão resultante nas cadeias de isoladores apresenta perfil na frente de onda equivalente ao perfil da frente de onda da sobretensão originada por correntes de descargas reais com pico único. Estas duas representações da forma de onda da corrente de descarga de retorno produzem sobretensões derivada máxima próxima ao pico de corrente elétrica. Por conseguinte, pode-se afirmar que o emprego da corrente de descarga do tipo *CIGRÉ* é capaz de reproduzir os efeitos de estresse elétrico aplicado às cadeias de isoladores submetidas a sobretensões atmosféricas reais. Além do mais, as sobretensões atmosféricas aplicadas às cadeias de isoladores das torres adjacentes apresentam ainda um crescimento de tensão na frente de onda mais lento e demorado do que nas formas de ondas de sobretensões originadas por correntes dos tipos dupla exponencial e dupla rampa.

Com relação aos métodos de representação da disrupção, observa-se que de maneira similar aos resultados obtidos nos Casos 1, 3 e 4, o emprego do *LPM CIGRÉ* resultou no menor valor de tensão disruptiva e no instante de tempo de ocorrência da disrupção mais prolongado, também neste caso com corrente do tipo dupla rampa. No caso de uso do *LPM CIGRÉ Adaptado* a sobretensão aplicada à cadeia de isoladores da fase B da Torre 2 ultrapassa os valores de tensão disruptiva estabelecidos pela Curva V-t entre os instantes de tempo de 3,66  $\mu$ s e 4,6  $\mu$ s, sem determinar a ocorrência da disrupção. O emprego do método DE também permite que a sobretensão aplicada à cadeia de isoladores da fase B da Torre 2 ultrapasse o limiar de tensão definido pela Curva V-t entre os instantes de tempo de 4,02  $\mu$ s e 4,54  $\mu$ s. Neste caso, a corrente de descarga representada por forma de onda do tipo dupla rampa proporciona o estabelecimento de amplitudes máximas de sobretensões superiores aos valores obtidos no Caso 1, com corrente do tipo pico único. No entanto, as sobretensões produzidas por correntes do tipo dupla rampa produzem amplitudes máximas de sobretensões inferiores àquelas produzidas por correntes do tipo *CIGRÉ* (Caso 3-Tabela 4.9), para os casos utilizando o *LPM CIGRÉ*, o *LPM CIGRÉ*

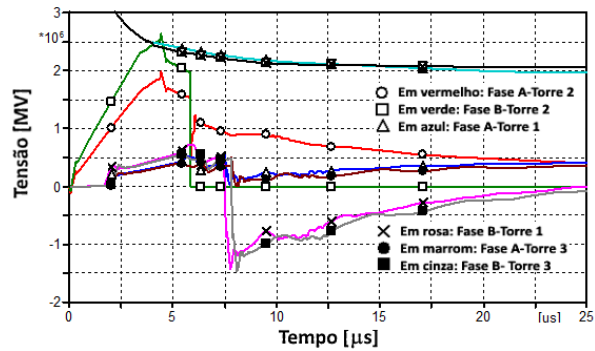
Adaptado e o Método DE. Portanto, a frente côncava da forma de onda de corrente do CIGRÉ produz as mais elevadas amplitudes de sobretensões aplicadas às cadeias de isoladores da linha de transmissão, para uso do LPM CIGRÉ, do LPM CIGRÉ Adaptado e do Método DE.



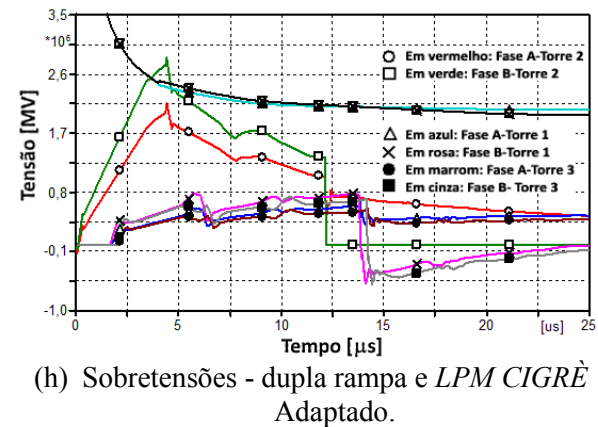
(e) Sobretensões – dupla rampa e Curva V-t.



(f) Sobretensões - dupla rampa e LPM CIGRÉ.



(g) Sobretensões - dupla rampa e Método DE.



(h) Sobretensões - dupla rampa e LPM CIGRÉ Adaptado.

Figura 4.25 - Sobretensões impostas às cadeias de isoladores devido à corrente de descarga do tipo dupla rampa. (a) Disrupção modelada pela Curva V-t (b) Disrupção modelada pelo método LPM CIGRÉ. c) Disrupção modelada pelo método DE. (d) Disrupção modelada pelo método LPM CIGRÉ Adaptado.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A Figura 4.26 exibe as curvas relacionadas à velocidade e ao comprimento do líder obtidas para os casos envolvendo os modelos LPM. Para o caso com LPM CIGRÉ tradicional, o líder atinge a velocidade máxima de 42,193 km/s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 948,36 kV em 16  $\mu$ s. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo de 3,06  $\mu$ s, completando seu percurso em 12,94  $\mu$ s. Para o caso em que o LPM CIGRÉ Adaptado foi utilizado, o líder atinge uma velocidade final de 35,565 km/s, no instante de tempo de início da disrupção, em 12,15  $\mu$ s, quando a diferença de potencial aplicada à cadeia de isoladores atinge o valor de 1,3234 MV. A propagação do líder inicia-se no instante de tempo

de 3,47  $\mu\text{s}$  e tem duração 12,53  $\mu\text{s}$ . A inclinação da frente de onda da corrente do dupla rampa promove o início da fase de propagação do líder em instantes de tempo anteriores àqueles determinados utilizando-se a corrente do tipo pico único (Caso 1) e também por correntes do tipo *CIGRÉ* (Caso 3). No entanto, o emprego da fonte de corrente de descarga com forma de onda do tipo dupla exponencial persiste como aquela capaz de iniciar o líder precocemente, em instantes de tempo muito anteriores àqueles obtidos com as demais formas de onda de corrente, a saber, pico único, dupla exponencial e *CIGRÉ*. O emprego da corrente de descarga do tipo dupla rampa propicia valores de velocidades finais do líder muito próximos, tanto para o *LPM CIGRÉ* quanto para o *LPM CIGRÉ Adaptado*, fato que não ocorreu em nenhum dos outros tipos de formas de onda de correntes. Tal fato está associado à derivada de tensão constante produzida pela corrente do tipo dupla rampa, ao longo de toda a sua região de frente de onda.

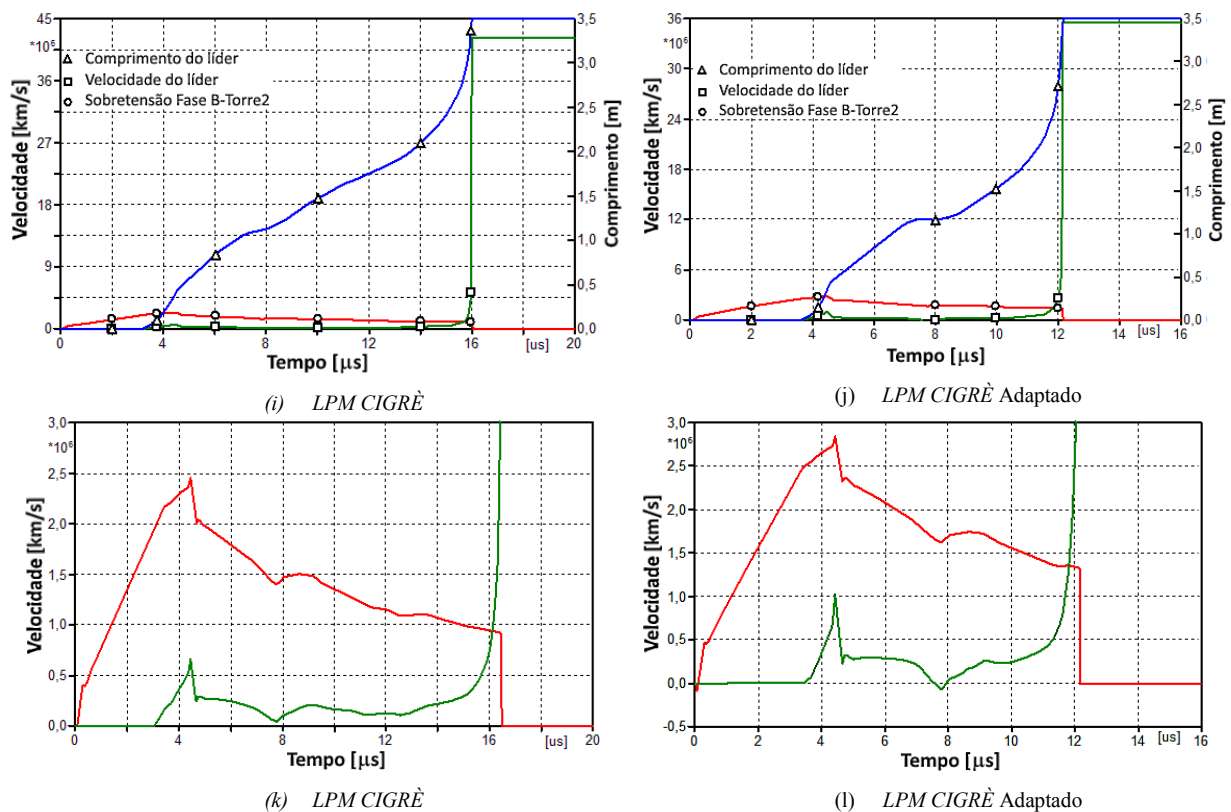


Figura 4.26 - Comprimento e velocidade do líder para fonte de corrente de descarga do tipo dupla rampa (a) e (c) *LPM CIGRÉ*. (b) e (d) *LPM CIGRÉ Adaptado*

Fonte: Elaborada pelo autor.

## 4.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou resultados de investigativos acerca dos desligamentos em linhas de transmissão acometidas por sobretensões atmosféricas capazes de produzir a ruptura do isolamento devido ao fenômeno de *backflashover*. Os estudos de casos envolveram dois fatores que exercem grande influência na investigação do fenômeno de *backflashover* em linhas de transmissão, a saber, a forma de onda da corrente de descarga de retorno e a modelagem da suportabilidade do isolamento. Para tanto foram avaliados cinco modelos para representação da corrente de descarga e quatro modelos para representação da disrupção nas cadeias de isoladores.

A Figura 4.27 apresenta as formas de onda de correntes de descargas para cada um dos modelos de disrupção investigados.

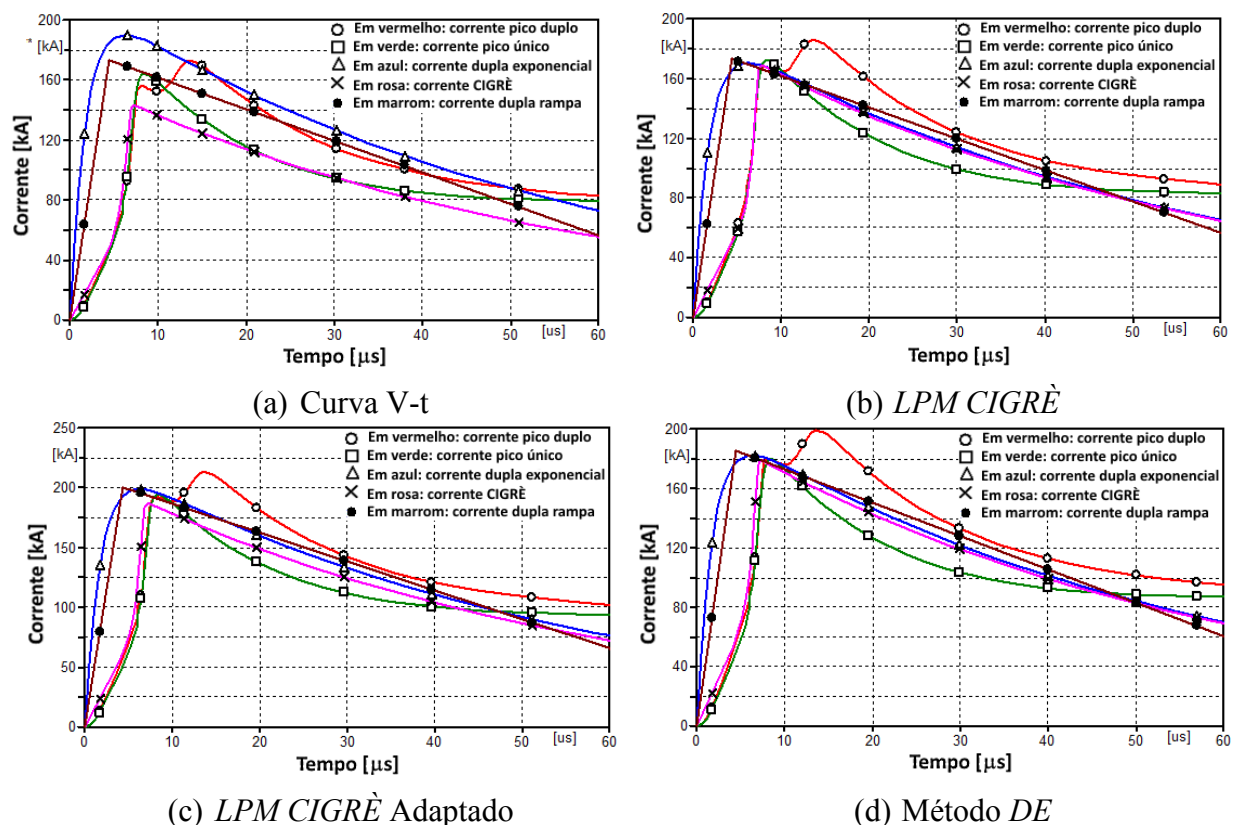


Figura 4.27 – Correntes críticas de descarga obtidas para cada modelo de disrupção. (a) Curva V-t (b) LPM CIGRÈ. (c) LPM CIGRÈ Adaptado e (d) Método DE

Fonte: Elaborada pelo autor.

I. Quanto aos resultados obtidos com emprego de formas de onda de correntes de descarga reais pode-se concluir com base na Figura 4.27 que:

- i. A forma de onda de corrente de primeiras descargas com pico único produz solicitações de tensões mais severas nas cadeias de isoladores do que a forma de onda de corrente com pico duplo, resultando na menor amplitude de corrente crítica de descarga capaz de causar o desligamento da linha de transmissão por *backflashover*, independentemente da modelagem da disrupção adotada.

A Tabela 4.16 apresenta os erros absolutos nos valores de corrente crítica de descarga obtidos no Caso 3 (corrente tipo CIGRÈ), Caso 4 (corrente tipo dupla exponencial) e Caso 5 (corrente tipo dupla rampa) comparados ao Caso 1 (corrente do tipo real com pico único), considerando os quatro modelos para representação da suportabilidade dos isolamentos.

TABELA 4.16: ERROS ABSOLUTOS NOS VALORES DE CORRENTE CRÍTICA DE DESCARGA OBTIDOS NOS CASOS 3, 4 E 5 EM COMPARAÇÃO AO CASO 1.

Formas de onda de Corrente	Curva V-t	LPM CIGRÈ	LPM CIGRÈ Adaptado	Método DE
CIGRÈ	-21,44 kA	-3,65 kA	-7,39 kA	+0,07 kA
Dupla Exponencial	+25,52 kA	-1,98 kA	+4,385 kA	+1,013 kA
Dupla Rampa	+8,65 kA	+0,93 kA	+6,19 kA	+5,61 kA

A Tabela 4.17 apresenta um resumo dos resultados obtidos nos Casos 1, 3, 4 e 5 permitindo uma análise geral do conjunto de parâmetros de desempenho do sistema de transmissão empregando-se a fonte de corrente do tipo pico único, a fonte de corrente do tipo CIGRÈ, a fonte de corrente do tipo dupla exponencial e a fonte de corrente do tipo dupla rampa.

A observação das curvas mostradas na Figura 4.27 associada à análise dos erros absolutos na amplitude da corrente crítica de descarga apresentados na Tabela 4.16, bem como aos parâmetros elétricos determinantes para a ocorrência de *backflashover*, resumidos na Tabela 4.17, fornecem subsídios para as seguintes conclusões:

O emprego da Curva V-t associada à corrente do tipo dupla rampa (Caso 5) resultou no valor de corrente crítica mais próximo ao valor de corrente crítica obtido com corrente do tipo pico único (Caso 1). Paralelamente, a associação da Curva V-t ao uso da fonte de corrente do CIGRÈ (Caso 3) levou a uma amplitude de corrente crítica de descarga admissível inferior em 21,44 kA à amplitude da corrente crítica com forma de onda com pico único (Caso 1). Já o

emprego da fonte de corrente do tipo dupla exponencial conjuntamente com a Curva V-t (Caso 4) forneceu uma amplitude de corrente crítica superior em 25,52 kA ao valor calculado com a forma de onda do tipo pico único (Caso 1). As corrente com frentes de ondas mais

TABELA 4.17: COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE ESTUDOS DE *BACKFLASHOVER* OBTIDOS NOS CASOS 1, 3, 4 E 5.

<b>Estudo de Casos</b>	<b>Parâmetros de Desempenho</b>	<b>Disrupção modelada pela Curva V-t</b>	<b>Disrupção modelada pelo Método DE</b>
Caso 1	Tensão Disruptiva [MV]	2,2571	1,9609
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	7,52	9,49
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	164,35 (4,068 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	179,72 (4,448 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 3	Tensão Disruptiva [MV]	2,2968	1,9535
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	6,78	9
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	142,91 (3,53 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	179,79 (4,42 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 4	Tensão Disruptiva [MV]	2,5969	1,9609
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	3,34	4,19
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	189,87 (4,70 x $I_{\text{avg}}$ )	182,14 (4,50 x $I_{\text{avg}}$ )
Caso 5	Tensão Disruptiva [MV]	2,4629	1,9602
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	4,43	5,82
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	173 (4,282 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	185,33 (4,587 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
<b>Estudo de Casos</b>	<b>Parâmetros de Desempenho</b>	<b>Disrupção modelada pelo LPM CIGRE</b>	<b>Disrupção modelada pelo LPM CIGRE Adaptado</b>
Caso 1	Tensão Disruptiva [MV]	1,2142	1,8768
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	13,53	10,02
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	172,27 (4,26 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	194,39 (4,81 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 3	Tensão Disruptiva [MV]	1,1583	1,3498
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	14,69	13,36
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	168,62 (4,17 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	187 (4,63 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )
Caso 4	Tensão Disruptiva [MV]	,87569	1,4935
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	15,86	9,24
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	170,29 (4,21 x $I_{\text{avg}}$ )	198,775 (4,92 x $I_{\text{avg}}$ )
Caso 5	Tensão Disruptiva [MV]	0,94836	1,3234
	Instante de Tempo de Disrupção [ $\mu$ s]	16	12,15
	Corrente Crítica de Descarga [kA]	173,20 (4,287 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )	200,58 (4,587 x $I_{P1 \text{ avg}}$ )

ínfregmes determinadas pelas formas de onda dos tipos dupla exponencial e dupla rampa utilizadas conjuntamente com a Curva V-t resultam em valores de tensão disruptiva muito superiores ao valor obtido com corrente real do tipo pico único, uma vez que a disrupção ocorre dentro de intervalos de tempos menores. O crescimento rápido da amplitude de corrente observado nos perfis de onda dos tipos dupla exponencial e dupla rampa permite que um maior valor de corrente crítica de descarga seja admitido neste caso, uma vez que para instantes de tempo iniciais, a Curva V-t exibe elevados valores de tensão disruptiva, conforme pode ser notado na Figura 4.27 (a). No entanto, a derivada constante na frente de onda da corrente do tipo dupla rampa associada à característica da Curva V-t é capaz de prever uma amplitude de corrente crítica de descarga mais próxima àquela obtida com a corrente do tipo pico único.

Por outro lado, considerando-se os resultados obtidos nos casos 1, 3, 4 e 5, o emprego da forma de corrente do tipo *CIGRÈ* juntamente com a modelagem da disrupção empregando a Curva V-t representa a metodologia de análise de desligamentos por *backflashover* que conduz aos resultados mais conservativos quando comparados aos demais métodos. Este constitui-se no caso com pior desempenho elétrico do sistema de transmissão quanto ao mecanismo de disrupção investigado. Portanto o uso simultâneo da corrente do tipo *CIGRÈ* ou ainda da corrente tipo dupla exponencial associadas com a Curva V-t para representar a suportabilidade dos isoladores, resulta em erros absolutos consideráveis na amplitude da corrente crítica admissível em relação aos resultados com corrente de descarga do tipo pico único (ver Tabela 4.16).

O emprego do Método DE associado tanto com a corrente de descarga do *CIGRÈ* quanto com corrente do tipo dupla exponencial, é capaz de reproduzir com exatidão os parâmetros de desempenho elétrico quanto ao *backflashover* obtidos no Caso 1. No entanto, a análise geral dos três parâmetros de análise de desligamentos permite concluir que o emprego da fonte de corrente do *CIGRÈ* associada com o Método DE (Caso 3) exibiu maior exatidão na comparação com os resultados obtidos com fonte de corrente do tipo pico único (Caso 1). Para este modelo de representação da disrupção, o emprego da corrente de descarga do tipo dupla rampa resultou no maior erro absoluto na amplitude da corrente crítica quando comparado ao Caso 1. O uso combinado do Método DE e da forma de onda de corrente de descarga do tipo *CIGRÈ* constitui a metodologia que fornece os resultados mais exatos em comparação aos resultados obtidos com corrente real do tipo pico único, levando-se em conta a combinação de todos os demais métodos analisados.



Os resultados obtidos com o emprego da fonte de corrente do *CIGRÉ* (Caso 3) associada ao *LPM CIGRÉ* foram mais exatos considerando-se o conjunto dos três parâmetros de análise de desligamentos quando comparados com os resultados obtidos com a fonte de corrente com pico único (Caso 1). Contudo, embora a forma de onda de corrente de descarga do tipo dupla rampa associada ao *LPM CIGRÉ* não seja capaz de prever com exatidão o tempo de interrupção e a amplitude da tensão disruptiva (ver Tabela 4.17), esta metodologia fornece a amplitude de corrente de descarga mais próxima ao valor obtido no Caso 1.

Quando o *LPM CIGRÉ Adaptado* foi utilizado para representar a suportabilidade dos arranjos isolantes, a utilização da fonte de corrente de descarga do tipo dupla exponencial (Caso 4) apresentou parâmetros elétricos de análise de desligamentos por *backflashover* mais concordantes com aqueles obtidos para a fonte de corrente do tipo pico único (Caso 1).

Também relevante é a contraposição dos resultados obtidos com o emprego do *LPM CIGRÉ* perante os resultados utilizando-se o *LPM CIGRÉ Adaptado*. A análise considerando-se somente os resultados de estudos de desligamentos por *backflashover* obtidos com emprego destes dois métodos revela que, enquanto o uso do *LPM CIGRÉ* subestima a suportabilidade da cadeia de isoladores, o *LPM CIGRÉ Adaptado* a superestima, admitindo valores de tensão disruptiva e de corrente crítica de descarga superiores, independentemente da forma de onda de corrente de descarga utilizada.

- II. Quanto à capacidade das formas de onda de correntes do tipo *CIGRÉ*, dupla exponencial e dupla rampa, em reproduzir os efeitos de correntes reais do tipo pico único:
  - i. de maneira geral, a forma de onda de corrente de descarga do tipo *CIGRÉ* conduz a amplitudes de correntes críticas sempre inferiores aquelas obtidas com emprego da corrente real do tipo pico único, independente do método de representação da suportabilidade elétrica. Adicionalmente, pode-se afirmar que a forma de onda de corrente de descarga do tipo *CIGRÉ* é capaz de reproduzir, com maior exatidão, os efeitos de estresse elétrico (tensão disruptiva e instante de tempo da interrupção) provocados por sobretensões atmosféricas originadas por correntes de descargas reais com pico único, ao compararmos com os resultados obtidos empregando-se as correntes críticas de descarga dos tipos dupla exponencial e dupla rampa.

- ii. a modelagem da corrente de descarga empregando-se a função dupla rampa, recomendada pelo *IEEE* e também pela *IEC*, associada ao uso da Curva V-t e do LPM *CIGRÈ*, leva a estimativa de amplitudes de correntes críticas mais exatas em comparação ao uso dos demais modelos de corrente de descarga com estes dois métodos de representação da disrupção.
- iii. A forma de onda de corrente do tipo dupla exponencial associada ao LPM *CIGRÈ* Adaptado conduziu aos resultados mais exatos em comparação ao uso dos demais modelos de corrente associadas a este método de representação da disrupção.

III. Quanto aos modelos para representação da suportabilidade elétrica:

- i. o emprego da Curva V-t representa a análise mais conservativa da suportabilidade das cadeias de isoladores, admitindo o menor valor de corrente crítica de descarga quando comparada aos valores de correntes críticas obtidas com os métodos LPM *CIGRÈ* e LPM *CIGRÈ* Adaptado e Método *DE*. Dentre os quatro modelos para representação da disrupção nas cadeias de isoladores, a Curva V-t apresentou as maiores discrepâncias na estimativa da corrente crítica de descarga em relação aos valores de corrente crítica obtidos com a forma de onda de corrente real do tipo pico único.
- ii. outra importante constatação diz respeito aos casos de disrupções ocorridas na frente da onda de corrente atmosférica. Em todos os casos analisados, o emprego da Curva V-t identificou a ocorrência de disrupções na frente de onda de corrente ao passo que os métodos LPM não foram capazes de determinar tais disrupções. Os resultados indicam que a Curva V-t é mais adequada para representar disrupções na frente de onda de corrente, enquanto que o LPM tem capacidade de identificar disrupções na cauda da onda de corrente.
- iii. o método de efeito disruptivo mostrou-se como o método mais robusto e consistente dentre os métodos de representação da disrupção considerados. Tal afirmativa está fundamentada nas pequenas diferenças de amplitude da corrente crítica calculada para os quatro modelos de corrente de descarga considerados. Esta constatação também está respaldada pela exatidão nos resultados obtidos empregando este método na reprodução das curvas V-t dos arranjos ensaiados no Capítulo 3.

- iv. o emprego de Modelos de Progressão de Líder (*Leader Progression Model - LPM*) para representar a suportabilidade elétrica no processo de disrupção provocado pelo *backflashover* permite a identificação das formas de onda de comprimento e de velocidade do líder, a qualquer instante de tempo, durante o processo físico de estabelecimento do arco elétrico de contornamento das cadeias de isoladores. Tais aprimoramentos conferem à modelagem implementada uma capacidade de reprodução de tais fenômenos eletromagnéticos com maior precisão durante a realização de estudos de desligamentos em linhas de transmissão causados pelo mecanismo de disrupção por *backflashover*.

A modelagem desenvolvida constitui-se em uma ferramenta computacional capaz de proporcionar uma representação mais fiel, precisa e robusta dos fenômenos eletromagnéticos envolvidos em estudos de coordenação de isolamento de linhas de transmissão perante sobretensões atmosféricas capazes de provocar o *backflashover*. Ressalta-se que as técnicas de modelagem empregadas nestes estudos podem também ser estendidas para análises de desempenho de redes de distribuição e de subestações.

Por último, acredita-se que os resultados de estudos obtidos com o emprego desta modelagem computacional possam contribuir para o aprimoramento do sistema de proteção de linhas aéreas contra sobretensões atmosféricas, tornando-o mais eficiente e seguro, melhorando a qualidade da energia elétrica e os índices de continuidade no fornecimento, reduzindo assim, os altos prejuízos causados no setor elétrico por desligamentos desta ordem.

# *CAPÍTULO V*

## *CONCLUSÕES GERAIS E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS*

### *5.1 CONCLUSÕES*

Este trabalho apresentou uma investigação comparativa dos métodos de avaliação da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes tipicamente utilizados em sistemas de transmissão de energia elétrica submetidos à sobretensões impulsivas com formas de onda não padronizadas. Foram realizados ensaios a impulso atmosférico para determinação de tensão de descarga a 50%(CFO) tanto com forma de onda padronizada quanto com formas de onda típicas baseadas em sobretensões produzidas por correntes de descargas reais, com parâmetros característicos extraídos a partir de dados de medições. Os resultados de testes de tensão de descarga a 50% e de testes de acréscimos e decréscimos realizados, permitiram caracterizar a suportabilidade de um arranjo isolante peculiar em linhas de transmissão por meio da determinação da Curva tensão-tempo e do valor da tensão disruptiva crítica a 50% (CFO).

De posse destes dados experimentais, foi possível empregar os mais avançados métodos atualmente existentes para predição da Curva V-t, a saber, o *LPM CIGRÈ* e o Método de Efeito Disruptivo, para caracterizar a suportabilidade elétrica do arranjo isolante investigado. Além destes dois métodos de predição da Curva V-t, foi desenvolvida e proposta uma adaptação ao modelo *LPM CIGRÈ* tornando-o apto a realizar a predição, com maior precisão, da Curva V-t do arranjo isolante sob investigação uma vez que a aplicação do *LPM CIGRÈ* tradicional não foi capaz de fazê-lo. A validação dos modelos computacionais empregados para predição da Curva V-t de isolamentos submetidos a sobretensões com formas de onda não padronizadas, tornou-os aptos a serem aplicados em estudos de desligamentos provocados pela ocorrência do fenômeno

---

de *backflashover* em um trecho de linha de transmissão atingido por descarga direta nos cabos de blindagem.

A modelagem computacional do trecho de linha de transmissão permitiu a realização de análises de sensibilidade quanto aos parâmetros elétricos determinantes de desligamentos dessa natureza que acometem as linhas de transmissão, considerando os cinco principais modelos de formas de onda de correntes de primeiras descargas e também os modelos para caracterização da suportabilidade elétrica das cadeias de isoladores. Foram implementados modelos de fontes de correntes de descarga com formas de onda reais dos tipos pico duplo e pico único, além das formas de onda de correntes impulsivas recomendadas pelo IEEE, pelo CIGRÉ, além da forma de onda de corrente do tipo dupla exponencial. A análise de sensibilidade do desempenho do trecho de linha de transmissão quanto ao *backflashover* consistiu na investigação conjunta da influência tanto da forma de onda da corrente de descarga quanto do modelo para representação da disrupção.

Adicionalmente, procurou-se identificar qual dentre os modelos de corrente de descarga dos tipos CIGRÉ, dupla exponencial e dupla rampa, é capaz de reproduzir os efeitos de estresse elétrico aplicado às cadeias de isoladores. Para tanto, os parâmetros elétricos determinantes de desligamentos da linha de transmissão devido ao mecanismo de disrupção determinado por *backflashover*, obtidos com estes três modelos de fontes de corrente de descarga, foram comparados àqueles obtidos com a forma de onda de corrente de descarga real do tipo pico único. Os resultados destes estudos permitiram identificar para cada modelo de fonte de corrente, qual o modelo de disrupção mais apropriado para reproduzir com maior exatidão, os resultados de desligamentos provocados por forma de onda de corrente do tipo pico único. Paralelamente, foi possível identificar quais as combinações de formas de onda de corrente e de modelagem da disrupção conduzem a resultados mais discrepantes considerando-se a forma de onda de corrente do tipo pico único, recomendando-se que sejam evitadas em estudos de desempenho de linhas de transmissão e também de coordenação de isolamento.

Esta proposta de modelagem computacional, notadamente mais realista, por empregar modelos que utilizam dados obtidos em testes e ensaios experimentais para representar tanto a corrente de descarga principal quanto a suportabilidade elétrica dos isolamentos, também possibilitou a representação do mecanismo de disrupção ao longo das cadeias de isoladores baseada no fenômeno físico, por meio do emprego do *Leader Progression Model*. Este modelo para representação da disrupção permitiu a identificação da estreita relação existente entre a

forma de onda da sobretensão que solicita a cadeia de isoladores e o mecanismo físico de desenvolvimento da disrupção, ao analisarmos as curvas de velocidade e de comprimento do líder. A adaptação proposta ao *LPM CIGRÉ* demonstra que embora o método seja recomendado para aplicação geral, a sua correta calibração somente pode ser alcançada por meio da condução de testes laboratoriais para caracterização da suportabilidade elétrica dos arranjos isolantes que compõem o sistema elétrico sob investigação. O emprego de modelos computacionais que utilizam como dados de entrada os valores de parâmetros obtidos em testes laboratoriais, como estes implementados neste trabalho, asseguram maior precisão na estimativa da amplitude da corrente crítica de descarga, tendo impacto no projeto de coordenação de isolamento de linhas de transmissão.

O método de Efeito Disruptivo calculado pelo Critério das Variâncias Mínimas, implementado neste trabalho, comprovou a capacidade desta metodologia em prever com exatidão a suportabilidade elétrica dos isolamentos. Para tal, um importante aprimoramento do método trata da manutenção dos valores de tensão disruptiva crítica ( $U_{0\text{ Base}}$ ) e de efeito disruptivo crítico ( $DE_{\text{Base}}$ ) constantes ao longo de todo o procedimento de cálculo. Este aprimoramento conferiu a este método a maior exatidão na predição da curva V-t dentre os demais métodos investigados.

A estratégia de modelagem computacional adotada para o trecho de linha de transmissão permite identificar a corrente crítica de descarga para cada caso investigado. Também é possível determinar o instante de tempo de ocorrência da disrupção e qual a cadeia de isoladores alvo do evento de disrupção. Para cada caso, são determinadas as formas de onda e amplitudes das sobretensões em todas as cadeias de isoladores do trecho de linha de transmissão sob análise. O sistema permite ainda investigar a influência das resistências de aterramento das torres que compõem a linha de transmissão modelada.

## **5.2 CONTINUIDADE DOS TRABALHOS**

A modelagem computacional desenvolvida permite a investigação dos diversos fatores determinantes para ocorrência de desligamentos em linhas de transmissão devido ao fenômeno de *backflashover*, sendo sugeridas as seguintes investigações para continuidade desta pesquisa:

- i. Implementar métodos mais avançados para a representação da impedância de aterramento, possibilitando a realização de análises mais precisas acerca da sua influência nos desligamentos em linhas de transmissão.
- ii. Avaliar a possibilidade de inclusão do efeito corona na modelagem computacional implementada.
- iii. Realizar estudos investigativos acerca da influência das tensões de regime permanente na estimativa das sobretensões atmosféricas estabelecidas nos isolamentos elétricos de sistemas de transmissão;
- iv. Adaptar a modelagem computacional desenvolvida para utilização em projetos de coordenação de isolamento de linhas de sistemas de alta tensão em corrente contínua (HVDC), em função da expansão do sistema elétrico brasileiro e relevância do tema.
- v. Realizar estudos de desempenho elétrico de linhas de transmissão considerando a variação estatística dos parâmetros de frente e de cauda da forma de onda da corrente de descarga de retorno (RODRIGUES, A. R. et al, 2016)
- vi. Realizar estudos investigativos das sobretensões resultantes nos arranjos isolantes empregando-se modelos em escala reduzida de um vão de linha de transmissão. Os resultados permitiriam o registro de formas de onda de sobretensões, tanto nos isoladores quanto nos condutores, consideradas mais realistas do que resultados puramente computacionais. O objetivo consiste na obtenção de uma representação experimental mais refinada acerca dos fenômenos associados a um evento de *backflashover* utilizando-se um modelo em escala reduzida. Estes resultados serão de grande importância para uma melhor compreensão do fenômeno físico, contribuindo assim para o aperfeiçoamento da modelagem computacional implementada até o presente momento.
- vii. Implementar o método de Efeito Disruptivo utilizando formas de onda de tensões baseadas nas sobretensões observadas nos estudos computacionais aqui realizados, em substituição às formas de onda de tensões triangulares aplicadas no método aqui implementado.

## ***REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS***

AIEE COMMITTEE REPORT. Flashover voltages of insulators and gaps. AIEE Trans., vol. 53. [S.l.], p. pp. 882-886. 1934.

ALLIBONE, T. E.; DRING, D. Influence of the wavefront of impulse voltages on the sparkover of rod gaps and insulators. IEE Proceedings, v. 122, p. 235-238. 1975. DOI: <https://doi.org/10.1049/piee.1975.0059>

ALLIBONE, T. E.; PERRY, F. R. Cathode-Ray Oscillographic studies of surge phenomena. IEE JOURNAL (G.B.), v. 75, pp. 670-688. 1934.

ANDERSON, R. B.; ERIKSSON, J. Lightning parameters for engineering applications. ELECTRA, no. 69, pp. 65-102, Março 1980.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR IEC 5032:2014 Isoladores para linhas aéreas com tensões acima de 1000 V – Isoladores de porcelana ou vidro para sistemas de corrente alternada. Rio de Janeiro: 2014.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 6939: Coordenação de isolamento - Procedimento. Rio de Janeiro: 2000.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR IEC 60060-1:2013 Técnicas de ensaios elétricos de alta-tensão. Parte 1: Definições Gerais e requisitos de ensaio. ABNT 2013. Rio de Janeiro: 2013.

BRASIL. ANEEL-Agência Nacional de Energia Elétrica. Resolução Normativa nº 729 de 28 de Junho de 2016. DOI: <http://www2.aneel.gov.br/cedoc/ren2016729.pdf>. Acesso em: 27 agosto 2017.



BERGER K.; ANDERSON, R. B.; KRONINGER, H. Parameter of lightning flashes. Revista Electra. v.41, pp. 23-37. 1975.

CALDWELL, R. O.; DARVENIZA, M. Experimental and analytical studies of the effect of non-standard waveshapes on the impulse strength of external insulation. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, n. 4, pp. 1420-1428, 1973. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPAS.1973.293550>

CAMPOS, A. F. M. D. Cálculo de sobretensões causadas por descargas indiretas em linhas de distribuição aéreas considerando falhas de isolamento. Dissertação de Mestrado - Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte. Julho, 2012. DOI: <http://hdl.handle.net/1843/BUOS-95RHLZ>

CEMIG. Revista P&D - Informativo do Programa de Gestão Estratégica de Tecnologia da CEMIG, n. nº 07, pp. pg. 34, 2011. Acesso em 13/08/2017. Disponível em [http://www.cemig.com.br/pt-br/A\\_Cemig\\_e\\_o\\_Futuro/inovacao/Documents/RevistaPeD2011.pdf](http://www.cemig.com.br/pt-br/A_Cemig_e_o_Futuro/inovacao/Documents/RevistaPeD2011.pdf)

CHISHOLM, W. A. New challenges in lightning impulse flashover modeling of air gaps and insulators. Electrical Insulation Magazine, IEEE, v. 26, n. 2, pp. 14-25, March-April 2010. ISSN 0883-7554. DOI: <https://doi.org/10.1109/MEI.2010.5482551>

CHOWDHURI, P. et al. Bibliography of research on nonstandard lightning voltage waves. IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 9, n. 4, pp. 1982-1990. October 1994a. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.329530>

CHOWDHURI, P. et al. Review of research on nonstandard lightning voltage waves. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 9, n. 4, pp. 1972-1981, October 1994b. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.329529>

CHOWDHURI, P.; MISHRA, A. K.; MATINN, PM M.; McCONNELL, B. W. The effects of nonstandard lightning voltage waveshapes on the impulse strength of short air gaps. IEEE

Transactions on Power Delivery, vol. 9, n. 4, pp. 1991-1999. October 1994c. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.329531>

CHOY, L. A.; DARVENIZA, M. A sensitivity analysis of lightning performance calculations for transmission lines. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, n. 4, pp. 1443-1451, 1971. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPAS.1971.293128>

CIGRÈ - INTERNATIONAL CONFERENCE ON LARGE HIGH VOLTAGE ELECTRIC SYSTEMS. STUDY COMMITTEE 33 (OVERVOLTAGES AND INSULATION COORDINATION). WORKING GROUP 01 (LIGHTNING). Guide to Procedures for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines. Paris: CIGRÉ, Brochure n° 63, 1991.

CIGRÈ - INTERNATIONAL CONFERENCE ON LARGE HIGH VOLTAGE ELECTRIC SYSTEMS. STUDY COMMITTEE 33 (Dielectric strength of external insulation under transiente voltage). WORKING GROUP 07 (Overvoltage and Insulation Coordination). Guidelines for the evaluation of the dielectric strength of external insulation. Paris: CIGRÉ, Brochure n° 72, 1992.

CUNHA, L. V. Desempenho de Linhas de Transmissão Frente a Descargas Atmosféricas: Influência do Efeito Corona na Ruptura a Meio de Vão. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. Julho 2010. Diponível em: <http://hdl.handle.net/1843/BUOS-8MCHLM>

D'AJUZ, A. Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento - aplicação em sistemas de potência de alta tensão. Niterói, Rio de Janeiro: Universidade Federal Fluminense/EDUFF, 1987.

DATSIOS, Zacharias G.; MIKROPOULOS, Pantelis N.; TSOVILIS, Thomas E. Estimation of the minimum shielding failure flashover current for first and subsequent lightning strokes to overhead transmission lines. Electric Power Systems Research, v. 113, pp. 141-150, 2014. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2014.03.008>

DALIBOR Filipović Grčić ; BOŽIDAR Filipović Grčić; DANIJEL Brezak; Ivo UGLEŠIĆ; Amir TOKIĆ. Leader progression model application for calculation of lightning critical flashover voltage of overhead transmission line insulators. International Conference on Lightning Protection (ICLP), IEEE, Vienna, November, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1109/ICLP.2012.6344266>

DARVENIZA, M.; VLASTOS, A. E. The generalized integration method of predicting impulse volt-time characteristics for non-standard wave shapes - a theoretical basis, IEEE Transactions on Electrical Insulation. v. 23, n. 3, pp. 373-381, June 1988. DOI: <https://doi.org/10.1109/14.2377>

DATSIOS Z. G.; MIKROPOULOS P. N. Modeling of lightning impulse behavior of long air gaps and insulators including predischage current: Implications on insulation coordination of overhead transmission lines and substations, Electric Power Systems Research, v. 139, pp. 37-46, 2016. ISSN 0378-7796. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2015.11.036>

DATSIOS, Z. G.; MIKROPOULOS, P. N.; TSOVILLIS, T. E. Estimation of the minimum shielding failure flashover current for first and subsequent lightning strokes to overhead transmission lines. Electric Power Systems Research. v. 113, pp. 141-150, August 2014. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2014.03.008>

DE CONTI, A.; VISACRO, S. Analytical representation of single- and double-peaked lightning current waveforms. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 49, n. 2, pp. 448-457. May, 2007. DOI: [10.1109/TEM.2007.897153](https://doi.org/10.1109/TEM.2007.897153)

DE CONTI, A. et al. Calculation of lightning flashovers on distribution lines. XI SIPDA - International Symposium on Lightning Protection. Fortaleza: [s.n.]. 2011. pp. 205-210. DOI: <https://doi.org/10.1109/SIPDA.2011.6088446>

DELLERA, L.; GARBAGNATI, E. Lightning stroke simulation by means of the leader progression model. Part I. Description of the model and evaluation of exposure of free-standing

structures. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 5, n.4, pp. 2009-2022. October 1990a. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.103696>

DELLERA, L.; GARBAGNATI, E. Lightning stroke simulation by means of the leader progression model. Part II. Exposure and shielding failure evaluation of overhead lines with assessment of application graphs. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 5, n.4, pp. 2023-2029. October 1990b. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.103697>

DIENDORFER, G.; PICHLER, H.; MAIR, M. Some parameters of negative upward-initiated lightning to the Gaisberg tower (2000–2007). IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, v. 51, n. 3, pp. 443-452, 2009. DOI: <https://doi.org/10.1109/TEM.2009.2021616>

DUBÉ, L. MODELS in ATP. **language manual**, February 1996a.

DUBÉ, L. Users Guide to MODELS in ATP, manual, April 1996b.

FEKETE, K.; NIKOLOVSKI, S.; KNEZEVIC, G.; STOJKOV, M.; KOVAC, Z. Simulation of Lightning Transients on 110 kV overhead-cable transmission line using ATP-EMTP. In: MELECON 2010-2010 15th IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference. IEEE. pp. 856-861. 2010. DOI: <https://doi.org/10.1109/MELCON.2010.5475950>

FISHER, F. A.; ANDERSON, J. G.; HAGENGUTH, J. H. Determination of Lightning Response of Transmission Lines by Means of Geometrical Models. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Power Apparatus and Systems, v. 78, n. 4, pp. 1725-1734, 1959. DOI: <https://doi.org/10.1109/AIEEPAS.1959.4500648>

GATTA, F.M.; GERI, A.; LAURIA S. Backflashover simulation of HV transmission lines with concentrated tower grounding, Electric Power Systems Research. v. 73, n.3, pp. 373–381, March 2005. <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2004.08.011>

GATTA, F. M.; GERI, A.; LAURIA, S.; MACCIONI, M.; SANTARPIA, A. An ATP-EMTP Monte Carlo procedure for backflashover rate evaluation: A comparison with the CIGRE method. *Electric Power Systems Research*, v. 113, pp. 134-140, 2014. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2014.02.031>

GRANTEL Equipamentos Ltda. Catálogo de Isoladores de Vidro de Suspensão. Campo Largo – PR. Acesso em 13 de agosto de 2017. Disponível em <http://grantelequipamentos.com.br/wp-content/uploads/2015/02/catalogo-disco-vidro.pdf>

GRZYBOWSKI, S.; JACOB, P. B. The steep-front, short duration pulse characteristics of distribution insulators with wood. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 5, n. 3, pp.1608-1616, Jul. 1990. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.58007>

HAGENGUTH, J. H. Volt-time areas of impulse spark-over. **AIEE Transactions**. Vol. 60, 1941. pp. 803-810. DOI: <https://doi.org/10.1109/T-AIEE.1941.5058388>

HEIDLER, F.; CVETIC, J. M.; STANIC, B. V. Calculation of lightning current parameters. *IEEE Transactions on Power Delivery*. v. 14. n. 2, April. 1999. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.754080>

HILEMAN, A. R. *Insulation Coordination for Power Systems*. New York: Basel, 1999. pp. 767 ISBN:0-8247-9957-7. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781420052015>

IEEE - THE INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS, IEEE STANDARD 4-1995. *Standard Techniques for High-Voltage Testing.*, April. 1995. DOI: <https://doi.org/10.1109/IEEESTD.2013.6515981>

IEEE - THE INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS, *Guide for improving the lightning performance of transmission lines*. IEEE Std. 1243-1997, New York, United States of America, June 1997. DOI: <https://doi.org/10.1109/IEEESTD.1997.84660>

IEEE - THE INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS - LIGHTNING AND INSULATOR SUBCOMMITTEE OF THE T&D COMMITTEE.

Parameters of Lightning Strokes: A Review. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 20, n. 1, January 2005. DOI: [10.1109/TPWRD.2004.835039](https://doi.org/10.1109/TPWRD.2004.835039)

IEEE - THE INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS Working Group on Lightning Performance of Transmission Lines. A simplified method for estimating lightning performance of transmission lines. IEEE-PAS – v. 104, pp. 919-932, 1985. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPAS.1985.319093>

IEEE - THE INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS Working Group on Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines. Estimating lightning performance of transmission lines II - updates to analytical models, IEEE Transactions on Power Delivery. v. 8, n. 3, pp. 1254–1267. July 1993. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.252651>

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION - IEC. CEI/IEC 60071-1:2006 International Standard. Insulation Co-ordination. Genebra, Suíça. 2006. Disponível em: <https://webstore.iec.ch/publication/579>

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION - IEC. CEI/IEC 60060-1:2010 High voltage test techniques - Part 1: General definitions and test requirements. Genebra, 2010. Disponível em: <https://webstore.iec.ch/publication/300>

JORDAN, C. A. Lightning computation for transmission lines with overhead ground wires. GE Rev., v. 37, n. 4, pp. 180, 1934.

JONES, Andrew. R. Evaluation of the integration method for analysis of nonstandard surge voltages. AIEE Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems, v. 73, n. 2, pp. 984-990, 1954.

KIND, D., The formative area of technical electrode configurations under impulse voltage stress. (in German), Elektrotechnische Zeitschrift, v.58, pp.1096-1110, 1958.

KUFFEL, E., ABDULLAH, M. Corona and breakdown-voltage characteristics in sphere-plane and rod-rod gaps under impulse voltages of various wavefront durations. **Proceedings of the Institution of Electrical Engineers**, v. 113, n. 6, pp. 1113-1119, June 1966. DOI: <https://doi.org/10.1049/piee.1966.0182>

KUFFEL, E.; ZAENGL, W. S.; KUFFEL, J. High Voltage Engineering: Fundamentals. 2nd. ed. [S.l.]: Newnes, 2000. ISBN: 0750636343.

LAFOREST, J. J. Transmission-line reference book. 345 kV and above. General Electric Co., Pittsfield, MA (USA). Large Transformer Div.; General Electric Co., Schenectady, NY (USA). Electric Utility Systems Engineering Dept., 1981.

LAZLO, P. H. H. K. ATPDraw for windows 3.1x/NT, User's Manual, November 1998. version 1.0.

LIMA, A. B.; PAULINO, J. O. S.; BOAVENTURA, W. C.; GUIMARÃES, M. F. Transient ground impedance measurement using a very short current lead. In: Lightning Protection (XII SIPDA), 2013 International Symposium on. IEEE, pp. 177-183. 2013. DOI: <https://doi.org/10.1109/SIPDA.2013.6729242>

LIMA, A. C. S.; PEREIRA, O. H. Calculation of the transmission lines parameter. Revista Iberoamericana Del ATP, n.2, v. 3, Ano 3, setembro 2000.

MARTINEZ, V. M.; UZCATEGUI, E. A.; JIMENEZ, P. R. Study of Lightning Overvoltages in Valcor-Guanta II 230kV Overhead Transmission Line. In: Transmission & Distribution Conference and Exposition: Latin America, 2006. TDC'06. IEEE/PES. IEEE. pp. 1-5. 2006. DOI: <https://doi.org/10.1109/TDCLA.2006.311446>

MILLER, D. B.; LUX, A. E.; GRZYBOWSKI, S.; BARNES, P. R. The effects of steep-front, short duration impulses on power distribution components. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 5, n. 2, pp. 708-715. April 1990. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.53073>

MOTA, P. C. A. Um estudo sobre tensões induzidas por descargas atmosféricas em linhas de transmissão. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Uberlândia, 2001. Disponível em: <https://repositorio.ufu.br/handle/123456789/14468>

MOTOYAMA, H. Experimental study and analysis of breakdown characteristics of long air gaps with short tail lightning impulse. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 11, n. 2, pp. 972-979. Agosto 1996. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.489359>

NARITA T.; YAMADA, T.; MOCHIZUKE, A. ZAIMA, E.; ISHII, M; Observation of current waveshapes of lightning strokes on transmission towers. IEEE Transactions on Power Delivery. v. 15, n. 1. pp. 429 - 435. 2000. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.847285>

NUCCI, C. A. A survey on CIGRÈ and IEEE procedures for the estimation of the lightning performance of overhead transmission and distribution lines. X SIPDA - International Symposium on Lightning Protection, Curitiba, November 2009. DOI: <https://doi.org/10.1109/APEMC.2010.5475698>

NUNES, R. R. Coordenação de isolamento para transitórios de manobra considerando a forma de onda das sobretensões. **Dissertação de Mestrado**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, 2006.

ONS. **Revista do ONS - Operador Nacional do Sistema**, Ano II, edição 03, pg. 10, Maio-Agosto 2012. Disponível em: [http://www.ons.org.br/biblioteca\\_virtual/revistaons.aspx](http://www.ons.org.br/biblioteca_virtual/revistaons.aspx). Acesso em 26 de agosto de 2017.

PAULINO, J. O. S.; BARBOSA C.F.; LOPES, I. J. S.; BOAVENTURA, W. C. Assessment and analysis of indirect lightning performance of overhead lines. Electric Power System Research, v. 118, pp. 55.61. 2015.

PAULINO, J. O. S.; BOAVENTURA, W. C.; LIMA, A. B.; GUIMARÃES, M. F. Transient voltage response of ground electrodes in the time-domain. In: Lightning Protection (ICLP),



2012 International Conference on. IEEE, pp. 1-6. 2012.

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2014.07.016>

PEREIRA, M. P.; AMON FILHO, J. Curso básico sobre a utilização do ATP. CLAUUE-Comitê Latino-americano de Usuários do EMTP, Novembro 1996.

PIGINI, A.; RIZZLI, G.; GARBAGNATI, E.; PORRINO, A.; BALDO, G.; PESAVENTO, G. Performance of large air gaps under lightning overvoltages: experimental study and analysis of accuracy of predetermination methods. IEEE Transaction on Power Delivery, Italy, April 1989. pp. 1379-1392. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.25625>

PIMENTA, D. G.; AMON FILHO, J. Configuração da Sub-rotina MODELS do ATPDraw para o Estudo da Tensão de Restabelecimento Transitória (TRT) em Disjuntores. International Conference on Power Systems Transients (IPST) 2005. Montreal, Canada. June 2005. Disponível em [http://ipstconf.org/papers/Proc\\_IPST2005/05IPST205.pdf](http://ipstconf.org/papers/Proc_IPST2005/05IPST205.pdf) Acesso em 26 de agosto de 2017.

PINTO JUNIOR, O. Thunderstorm climatology of Brazil: ENSO and tropical atlantic connections. International Journal of Climatology. v. 35, n. 6, pp. 871-878. 2014. DOI: <https://doi.org/10.1002/joc.4022>. ISSN: [08998418](https://doi.org/10.1002/joc.4022)

PINTO JUNIOR, O.; ZEPKA, G. S.; CARDOSO, I.; SARAIVA, A. C. A 24-Hour Lightning Forecast System in Brazil. Journal of Aerospace Technology and Management, v. 7, n. 4, pp. 396-397. 2015. DOI: <https://doi.org/10.5028/jatm.v7i4.561>

RAKOV, Vladimir A. Lightning parameters for engineering applications — An update on CIGRE WG C4.407 activities. International Symposium on Lightning Protection (ICLP) 2011. December. 2011. DOI: <https://doi.org/10.1109/SIPDA.2011.6088434>

RODRIGUES, A. R.; GUIMARÃES, G. C.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C.; CAIXETA, D. A.; TAMASHIRO, M. A. Lightning performance of transmission lines based upon real return-stroke current waveforms and statistical variation of characteristic

parameters. Electric Power Systems Research. 2016.

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2016.12.003>.

ROCHA, L. C. Desempenho de Linhas de Transmissão EAT e UHT frente a descargas atmosféricas: Influência da ruptura a meio de vão. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica. UFMG-Universidade Federal de Minas Gerais. 2009. Disponível em: <https://www.ppgee.ufmg.br/defesas/331M.PDF>

SALARI FILHO, J.C. Efeito das descargas atmosféricas no desempenho de linhas de transmissão – modelagens no domínio do tempo e da frequência. Tese de doutorado, Coordenação de Programas de Pós-Graduação de Engenharia (COPPE), UFRJ, 2006.

SARGENT, M. A.; DARVENIZA, M. The calculation of double circuit outage rate of transmission lines. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, n. 6, pp. 665-678, 1967. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPAS.1967.291877>

SILVEIRA, F. H.; DE CONTI, A.; VISACRO, S. Lightning overvoltage due to first strokes considering a realistic current representation. IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, v. 52, n. 4, Nov. 2010. pp. 929 - 935. DOI: <https://doi.org/10.1109/TEMC.2010.2044042>

TAKAMI, J.; OKABE, S. Observational results of lightning current on transmission tower. IEEE Transactions on Power Delivery. v. 22(1), pp. 547-56. 2007. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2006.883006>

VISACRO, S.; SOARES J. A.; SCHROEDER, L. C.; CHERCHIGLIA L.; DE SOUSA, V. J. Statistical analysis of lightning current parameters: Measurements at Morro do Cachimbo Station. Journal of Geophysical Research. v. 109. D01105. 2004. DOI: <https://doi.org/10.1029/2003JD003662>

VISACRO, S. A representative curve for lightning current waveshape of first negative stroke. Journal of Geophysical Research, vol. 31, n. 7, April, 2004. DOI <https://doi.org/10.1029/2004GL019642>

VISACRO, S. **Descargas Atmosféricas:** uma Abordagem de Engenharia. São Paulo: Art Liber, 2005.

VISACRO, S. The impact of recent advances on lightning measurement and detection on the protection of transmission and distribution lines. **IV SBSE - Simpósio Brasileiro de Sistema Elétricos**, Goiânia - Brasil, Agosto 2012.

WAGNER, C.F.; HILLEMANN, A.R. A new approach to calculation of lightning performance of transmission lines. AIEE-PAS. v. 78, pp. 996-1021, 1960.

WANG Xi; YU, Zhanqing; HE, Jinliang; Breakdown Process Experiments of 110- to 500-kV Insulator Strings Under Short Tail Lightning Impulse. IEEE Transactions on Power Delivery. v. 29, n.5, pp. 2394-2401, October 2014. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2014.2306688>

WITZKE, R.L., BLISS, T.J.: Coordination of Lightning Arrester Location with Transformer Insulation Level”, Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, v. 69, n. 2. pp . 964-975. February, 1950.

YAMADA T.; MOCHIZUKI, A.; SAWADA, J.; ZAIMA, E.; KAWAMURA,T.; AMETANI, A.; ISHII, M.; KATO, S. Experimental evaluation of UHV tower model for lightning surge analysis. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 10, n. 1, pp. 392–402, Jan. 1995. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.368374>

ZANETTA JÚNIOR, L. C. Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas Elétricos de Potência. São Paulo: Editora da Universidade de São Paulo, 2003. 638 p.

## ***APÊNDICE A***

### **ALGORITMOS IMPLEMENTADOS NO ATP/ATPDRAW**

Os algoritmos implementados computacionalmente nesta tese utilizando o software *ATP/ATPDraw* estão disponíveis por meio de uma pasta compartilhada que pode ser acessada pelo hiperlink abaixo:

<https://drive.google.com/open?id=0B5h3Ygfl2PlrU1p3X2RSWnZDMW8>

## ***APÊNDICE B***

### ***A LINGUAGEM MODELS DO SOFTWARE ATP/ATPDRAW.***

A linguagem MODELS foi utilizada neste trabalho para criar os modelos de fontes de correntes de primeiras descargas reais, bem como o modelo de fonte de corrente com forma de onda recomendada pelo CIGRÉ, além de um novo modelo de fonte de corrente do tipo dupla-exponencial. Os recursos disponíveis na MODELS também foram empregados na implementação dos modelos computacionais para representação do fenômeno da disrupção ao longo das cadeias de isoladores, a saber, o Leader Progression Model e o Método de Efeito Disruptivo, que são discutidos em detalhes no Capítulo III.

A MODELS é uma linguagem de descrição de uso geral, associada à interface ATPDraw (DUBÉ, 1996a). Baseia-se em um conjunto de ferramentas de simulação para a representação e o estudo de sistemas variantes no tempo. Os modelos podem ser desenvolvidos separadamente, agrupados em uma ou mais bibliotecas de modelos e usados em outros modelos como blocos independentes (PIMENTA; AMON FILHO, 2005). A descrição do modelo deve ser autoexplicativa. A descrição de cada modelo usa um formato livre, com sintaxe das palavras-chaves no contexto local e não necessita de um formato fixo em sua representação. As principais características descritivas da linguagem MODELS são as seguintes:

- A sintaxe da MODELS permite a representação de um sistema de acordo com sua estrutura funcional, suportando a descrição explícita da composição, sequência, concorrência, seleção, repetição e replicação (DUBÉ, 1996b);
- A descrição de um modelo pode também ser usada como sua documentação;
- A interface do modelo com o mundo externo é fácil de ser especificada;
- Aos componentes do modelo podem ser atribuídos nomes que representem suas funções;
- O sistema pode ser dividido em submodelos individuais, cada um com seu nome local;
- Os modelos e funções usadas para descrever a operação de um sistema podem ser construídos em outra linguagem de programação que não seja a linguagem MODELS.

As principais características de simulação suportada pela linguagem MODELS são as seguintes:

- Distinção entre a descrição de um modelo e seu uso, permitindo várias replicações independentes de um modelo, com gerenciamento individual de simulação (passo de simulação, dados de entrada e de saída, condições iniciais, etc.);
- Combinação hierárquica de três métodos de inicialização (padrão, dependente do uso e embutido), cada um contribuindo para descrição do histórico de pré-simulação de modelo por uma representação direta do valor de pré-simulação de suas entradas e variáveis como funções do tempo;
- Modificações controladas dinamicamente tanto para os valores das entradas quanto para as variáveis de um modelo durante o curso da simulação.
- Modificações controladas da estrutura de um modelo (tanto a composição topológica quanto o fluxo do algoritmo) durante o curso da simulação.