

MEC-SETEC
INSTITUTO FEDERAL MINAS GERAIS – Campus Formiga
Curso de Bacharelado em Engenharia Elétrica

**PREDIÇÃO DA SUORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES DE LINHAS
DE DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA UTILIZANDO MÉTODO *DE E
LEADER PROGRESSION MODEL***

Athos Lincoln Oliveira

Orientador: Prof. Dr. André Roger Rodrigues

FORMIGA – MG

2021

ATHOS LINCOLN OLIVEIRA

**PREDIÇÃO DA SUPORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES DE LINHAS
DE DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA UTILIZANDO MÉTODO DE E
*LEADER PROGRESSION MODEL***

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Instituto Federal de Minas Gerais - Campus Formiga, como requisito parcial para a obtenção do título de Bacharel em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Dr. André Roger Rodrigues

FORMIGA – MG

2021

ATHOS LINCOLN OLIVEIRA

**PREDIÇÃO DA SUORTABILIDADE ELÉTRICA DE ISOLADORES DE LINHAS
DE DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA UTILIZANDO MÉTODO DE E
*LEADER PROGRESSION MODEL***

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao
Instituto Federal de Minas Gerais - Campus
Formiga, como requisito parcial para obtenção do
título de Bacharel em Engenharia Elétrica.

Avaliado em: ____ de _____ de _____.

Nota: _____

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. André Roger Rodrigues

Prof.^a Dra. Ana Flávia Peixoto de Camargos

Prof. Dr. Gláucio Ribeiro Silva

AGRADECIMENTOS

Ao meu pai Washington (*in memoriam*) e minha irmã Yasmin pelo amor, carinho e apoio incondicional em todas as etapas de minha vida.

A todos os meus familiares, em especial Juberto, Maria Helena e Georgetown, por estarem presentes nos momentos mais difíceis.

Ao professor Dr. André Roger Rodrigues, por toda orientação, compreensão e paciência durante o desenvolvimento deste trabalho.

A todos os colegas de trabalho e faculdade que me apoiaram e auxiliaram de alguma forma.

RESUMO

As linhas de distribuição de energia elétrica estão frequentemente expostas a sobretensões causadas por descargas atmosféricas diretas e, principalmente, indiretas, sendo de fundamental importância o estudo e o projeto da suportabilidade elétrica dos isoladores e de seus arranjos isolantes. A suportabilidade elétrica é dependente da amplitude e da forma de onda das sobretensões de natureza atmosférica, sendo fundamental desenvolver estudos empregando formas de ondas de sobretensões reais, ao invés de utilizar-se somente a forma de onda padrão para sobretensões atmosféricas. Neste sentido, este trabalho propõe a implementação computacional de métodos para predição do comportamento dielétrico de isoladores de linha de distribuição, a saber, os Modelos de Progressão de Líder (*LPM*) e o Método de Efeito Disruptivo (*DE*), perante sobretensões atmosféricas, empregando formas de ondas de sobretensões causadas por correntes reais, em substituição à clássica forma de onda de tensão do tipo dupla exponencial. Para possibilitar o emprego do *LPM* em arranjos isolantes típicos de sistemas de distribuição, será proposta uma adaptação ao modelo original, chamada de *LPM CIGRÉ Modificado*, utilizando a ferramenta *MODELS* do *software ATPDraw* para tanto. A validação dos resultados do trabalho será realizada por comparação com dados de curvas de suportabilidade (curva V-t) obtidas a partir de ensaios experimentais.

Palavras-chave: Modelo de Progressão de Líder. Método de Efeito Disruptivo. *ATPDraw*. Suportabilidade elétrica. Descargas atmosféricas.

ABSTRACT

Distribution lines are often exposed to overvoltages caused by direct, and mainly, indirect lightning surges, making the study of insulation strength essential, as well as the project of insulators. The insulation strength depends on both voltage amplitude and waveform of the lightning overvoltages, thus it is crucial to work on researches using waveforms based on real lightning impulses, instead of only considering standard impulse waveforms. In this regard, this paper aim to implement computer methods to predict the dielectric behavior of distribution insulators, specifically, the Leader Progression Model (LPM) and the Disruptive Effect (DE) method, subjected to overvoltages based on real lightning strokes waveforms. In order to enable the use of LPM on insulators typically used on distribution systems, an adjustment to the original model will be suggested, using the *MODELS* language, from the *ATPDraw* software, for this reason. The simulation yielded results will be validated by comparing them to volt-time curves obtained experimentally.

Keywords: Leader Progression Model. Disruptive Effect Method. *ATPDraw*. Insulation strength. Suportabilidade elétrica. Lightning surges.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 - Forma de onda com polaridade positiva típica de sobretensão atmosférica causada por descarga direta em linha de média tensão.....	14
Figura 1.2 – Exemplos de curvas V-t para diferentes formas de onda de tensão com polaridade positiva.....	16
Figura 1.3 – Forma de onda de tensão padronizada para o impulso atmosférico.....	19
Figura 1.4 – Circuito do gerador de estágio único de impulsos.....	19
Figura 1.5 – Parâmetros de frente de onda de forma de onda de corrente de descarga real de pico duplo com polaridade negativa.....	21
Figura 2.1 – Fluxograma para cálculo do valor do efeito disruptivo crítico DE^* utilizando o método do mínimo desvio padrão.....	28
Figura 2.2 – Fluxograma para cálculo do valor do efeito disruptivo crítico DE^* utilizando o método do mínimo desvio padrão.....	28
Figura 2.3 – Modelo desenvolvido por Rodrigues <i>et al.</i> (2017) no <i>ATPDraw</i> para implementação do método DE	29
Figura 2.4 – Processo típico de disrupção em cadeia de isoladores de porcelana de 500 kV. (a) $t = 0$, (b) $t = 2,31 \mu s$, (c) $t = 4,62 \mu s$, (d) $t = 6,93 \mu s$, (e) $t = 9,24 \mu s$, (f) $t = 11,55 \mu s$	31
Figura 2.5 – Progressão do líder durante o processo de disrupção.....	32
Figura 2.6 – Modelos para cálculo da velocidade do líder.....	33
Figura 2.7 – Valores das constantes dos modelos para cálculo da velocidade do líder, de acordo com o tipo de arranjo isolante ou gap de ar.....	33
Figura 2.8 – Modelo desenvolvido por Rodrigues (2017) para a implementação do Modelo de Progressão de Líder.....	35
Figura 2.9 – Interface gráfica do <i>ATPDraw</i> para a definição dos parâmetros nas simulações empregando o <i>LPM</i>	36
Figura 2.10 – Curva V-t obtida experimentalmente e curva V-t prevista pelo método <i>LPM CIGRÉ</i> convencional para o arranjo de 15 kV com onda padrão de tensão.....	38
Figura 3.1 - Formas de onda de sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno. (a) Medição na estação do Monte San Salvatore, Suíça; (b) Medição na estação do Morro do Cachimbo, Brasil.....	44
Figura 3.2 - Gerador de impulsos com 12 estágios do LEAT/UFMG.....	45

Figura 3.3 - Gerador de impulsos com múltiplos estágios, com resistores de descarga, resistores de frente e de cauda distribuídos.....	46
Figura 3.4 - Gerador de impulsos com múltiplos estágios modelado como um único estágio equivalente.....	46
Figura 3.5 – Montagem para os ensaios com tensão impulsiva não padronizada com pico simples.....	47
Figura 3.6 - Tensões impulsivas padronizadas. (a) Tensão produzida em laboratório pelo gerador de impulsos; (b) Tensão simulada computacionalmente no <i>ATPDraw</i>	47
Figura 3.7 - Tensões impulsivas não padronizadas com pico simples. (a) Tensão produzida em laboratório pelo gerador de impulsos; (b) Tensão simulada computacionalmente no <i>ATPDraw</i>	48
Figura 3.8 - Curva V-t obtida experimentalmente e curvas V-t previstas pelos métodos <i>DE</i> , <i>LPM CIGRÉ</i> e <i>LPM CIGRÉ Modificado</i> para o arranjo de 15 kV com onda padrão de tensão.....	50
Figura 3.9 – Curva V-t obtida experimentalmente e curvas V-t previstas pelos métodos <i>DE</i> , <i>LPM CIGRÉ</i> e <i>LPM CIGRÉ Modificado</i> para o arranjo de 15 kV com cruzeta e onda padrão.....	52
Figura 3.10 - Curva V-t obtida experimentalmente e curvas V-t previstas pelos métodos <i>DE</i> , <i>LPM CIGRÉ</i> e <i>LPM CIGRÉ Modificado</i> para o arranjo de 15 kV com cruzeta e onda não padronizada com pico simples.....	54

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores dos parâmetros k_L e E_0 para a equação do <i>LPM CIGRÉ</i>	34
Tabela 2.2 – Resultados experimentais e computacionais empregando-se o <i>LPM CIGRÉ</i> convencional para o arranjo isolante de 15 kV submetido à onda padrão de tensão.....	37
Tabela 3.1 – Resultados experimentais e computacionais empregando-se o <i>LPM CIGRÉ</i> e o <i>LPM CIGRÉ</i> Modificado para o arranjo isolante de 15 kV submetido à onda padrão de tensão.....	49
Tabela 3.2 – Pontos (V,t) obtidos experimentalmente e previstos empregando-se o <i>LPM CIGRÉ</i> , o <i>LPM CIGRÉ</i> Modificado e o método <i>DE</i> para os ensaios com arranjo isolante de 15 kV com cruzeta solicitado por onda padrão de tensão.....	51
Tabela 3.3 – Pontos (V,t) obtidos experimentalmente e previstos empregando-se o <i>LPM CIGRÉ</i> , o <i>LPM CIGRÉ</i> Modificado e o método <i>DE</i> para os ensaios com arranjo isolante de 15 kV com cruzeta submetido a onda de tensão não-padronizada com pico simples.....	54
Tabela 3.4 – Desvio padrão dos instantes de tempo de disrupção dos métodos computacionais utilizados em relação aos dados experimentais.....	57

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ATPDraw – Interface gráfica de pré-processamento desenvolvida para o *software* ATP/EMTP

CIGRÉ - *Conseil International des Grands Réseaux Électriques* (Conselho Internacional de Grandes Sistemas Elétricos)

DE – *Disruptive Effect* (Efeito Disruptivo)

DEC - Duração Equivalente de Interrupção por Consumidor

ELAT – Grupo de Eletricidade Atmosférica

FEC - Frequência Equivalente de Interrupção por Consumidor

IEEE – *Institute of Electrical and Electronics Engineers* (Instituto de Engenheiros Eletricistas e Eletrônicos)

INPE – Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais

LEAT – Laboratório de Extra Alta Tensão da Universidade Federal de Minas Gerais

LPM – *Leader Progression Model* (Modelo de Progressão de Líder)

UFMG – Universidade Federal de Minas Gerais

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	12
1.1 Relevância do tema e motivação	12
1.2 Objetivos do trabalho.....	17
1.2.1 <i>Objetivos específicos</i>	17
1.3 Revisão Bibliográfica	17
1.4 Metodologia	22
1.5 Estrutura do Trabalho	22
2 MODELAGEM MATEMÁTICA E COMPUTACIONAL.....	24
2.1 Introdução	24
2.2 O Método de Efeito Disruptivo (<i>Disruptive Effect Method</i>), ou Método <i>DE</i>	24
2.3 <i>Leader Progression Model (LPM)</i>	29
2.4 O <i>LPM CIGRÉ</i> Modificado	36
2.5 Considerações Finais	41
3 ESTUDOS EXPERIMENTAIS E COMPUTACIONAIS	42
3.1 Predição de curva Tensão <i>versus</i> Tempo para arranjo isolante de 15 kV submetido a tensão impulsiva padronizada.....	48
3.2 Predição de curvas Tensão <i>versus</i> Tempo para arranjo isolante de 15 kV, com cruzeta de 40 cm submetido a tensão impulsiva padronizada.....	51
3.3 Predição de curvas Tensão <i>versus</i> Tempo para arranjo isolante de 15 kV, com cruzeta de 40 cm submetido a tensão impulsiva não-padronizada do tipo pico simples	53
3.4 Considerações Finais	55
4 CONCLUSÕES.....	58
4.1 Propostas para trabalhos futuros	59
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	60

1 INTRODUÇÃO

Este capítulo tem por objetivo apresentar o tema desenvolvido no presente trabalho, com ênfase nos prejuízos provocados pelas interrupções causadas por descargas atmosféricas na rede elétrica. São apresentados os fatores que motivaram a escolha por este tema, e os objetivos definidos para o desenvolvimento do trabalho ora apresentado.

Este capítulo contém uma revisão bibliográfica do assunto tratado, bem como uma introdução às ferramentas utilizadas para a implementação do *LPM CIGRÉ* Modificado, adaptação desenvolvida neste trabalho com o intuito de possibilitar a utilização do Modelo de Progressão de Líder em arranjos isolantes tipicamente empregados em sistemas de distribuição de energia.

1.1 Relevância do tema e motivação

Uma das principais preocupações das concessionárias de energia elétrica têm sido investigar as causas dos desligamentos não-programados em suas redes de transmissão e de distribuição de energia. Estas interrupções causam prejuízos envolvendo elevadas cifras, tanto para essas empresas, quanto para os seus consumidores. Frequentemente as linhas de distribuição de energia estão implantadas em regiões com alta densidade de descargas atmosféricas. Neste cenário, destacam-se os desligamentos ocasionados pela incidência de descargas atmosféricas, as quais submetem os sistemas elétricos a sobretensões transitórias que podem atingir elevadas magnitudes, resultando, nestes casos, em curtos-circuitos entre fase e terra ou mesmo entre fases. Estas ocorrências comprometem os parâmetros de qualidade e continuidade no fornecimento de energia elétrica pelo sistema de transmissão e influenciam também no serviço prestado pelas concessionárias, afetando os indicadores DEC e FEC.

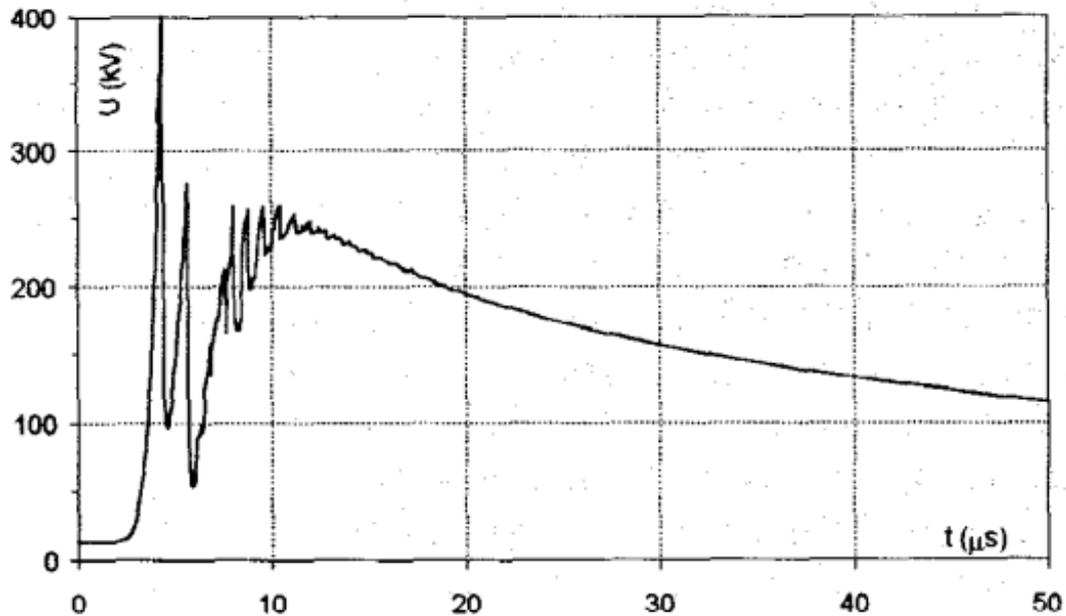
Segundo o Grupo de Eletricidade Atmosférica (ELAT) do Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais (INPE), aproximadamente 40% dos desligamentos ocorridos em sistemas elétricos de distribuição de energia no Brasil são causados por descargas atmosféricas, as quais são também responsáveis pela queima de cerca de 40% dos transformadores instalados nos sistemas elétricos do país (ELAT, 2009). É importante mencionar que, segundo levantamento realizado pelo ELAT, o Brasil apresentou uma média anual de 77,8 milhões de descargas atmosféricas entre os seis anos de realização da pesquisa, publicada em 2017, com prejuízos econômicos no setor elétrico que ultrapassaram os R\$ 100 milhões ao ano (ELAT, 2017). Uma vez que os raios são a maior causa de curtos-circuitos em linhas aéreas, danos ou mal funcionamento de

equipamentos eletrônicos sensíveis, é importante desenvolver estudos que considerem as características físicas do ambiente eletromagnético de formação e ocorrência das descargas atmosféricas com o intuito de aplicá-los aos métodos de mitigação das sobretensões atmosféricas (PIANTINI, 2008). Tais medidas de proteção são fundamentais para melhorar o desempenho de redes elétricas perante os efeitos das descargas atmosféricas.

O sistema de distribuição de energia não precisa, necessariamente, ser atingido diretamente por descargas atmosféricas para ser submetido à picos de tensão, também conhecidos como surtos de tensão, de natureza externa. A ocorrência de uma descarga nas imediações de uma linha elétrica é suficiente para produzir sobretensões induzidas em seus condutores, podendo atingir ordem de grandeza de centenas de *quilovolts*. Casos como este são conhecidos como descargas indiretas e, como são a principal causa de desligamentos não-programados em sistemas de distribuição, apresentam grande importância em projetos de coordenação de isolamento (RODRIGUES, 2017). Conforme VISACRO *et al.* (2003), os níveis de tensão gerados em relação à terra podem atingir valores de até 320 kV, considerando uma corrente de descarga de aproximadamente 40 kA. As sobretensões induzidas nas redes de distribuição por incidência de descargas nas proximidades das linhas possuem amplitudes muito inferiores às sobretensões originadas por descargas diretas nas linhas aéreas. Entretanto, a frequência de ocorrência daquelas é muito superior às sobretensões originadas por descargas diretas. As descargas diretas atingem mais frequentemente as redes rurais, assim como as redes elétricas mais periféricas que estão mais distantes dos grandes centros urbanos, onde as edificações proveem um nível de proteção às redes elétricas de distribuição.

No caso de descargas diretas em linhas com condutores nus (ou seja, sem isolamento), os dispositivos de proteção deverão atuar imediatamente após a incidência da descarga, evitando assim os danos permanentes ao sistema, mas não os danos operacionais. Já em linhas que contam com condutores revestidos, a incidência direta de descargas atmosféricas pode resultar ainda na deterioração da isolação destes cabos, o que exigirá a troca dos mesmos (BRAZ, 2011). A Figura 1.1 mostra uma forma de onda típica de sobretensão impulsiva com polaridade positiva causada por descarga atmosférica direta em uma linha de distribuição de energia elétrica de média tensão operando em 24 kV (MIRRA *et al.*, 1997).

Figura 1.1 - Forma de onda com polaridade positiva típica de sobretensão atmosférica causada por descarga direta em linha de média tensão.



Fonte: extraída de (MIRRA *et al.*, 1997).

Dependendo da localização geográfica e da estação do ano, menos de 10% das descargas do tipo nuvem-solo têm polaridade positiva. Apesar disso, esse tipo de descarga atmosférica apresenta valores de pico de corrente elétrica mais altos, e carrega uma quantidade de carga consideravelmente maior do que as descargas com polaridade negativa, podendo causar maiores danos térmicos ao sistema elétrico. Além de serem mais comuns, as descargas com polaridade negativa apresentam componentes subsequentes com frentes de onda mais curtas, aumentando assim o desgaste sofrido pela rede elétrica. Portanto, devem ser consideradas ambas as polaridades no estudo da influência de sobretensões atmosféricas em sistemas elétricos (CHOWDHURI *et al.*, 2005).

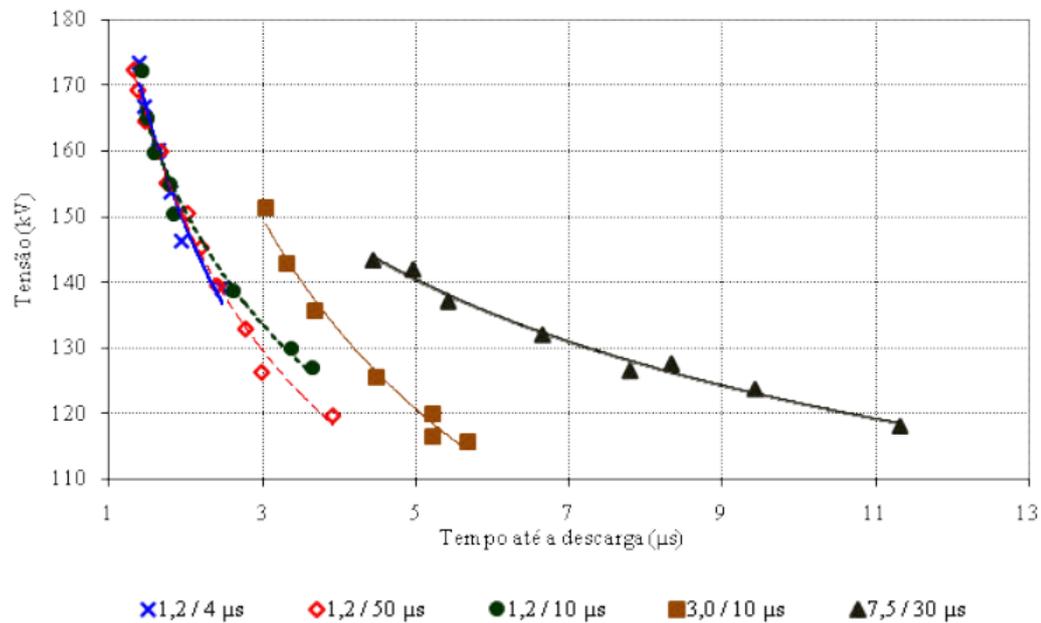
Assim sendo, os arranjos isolantes presentes nas linhas de transmissão e de distribuição de energia requerem do(a) engenheiro(a) eletricista a execução de um projeto preciso e detalhado, utilizando os procedimentos de coordenação de isolamento, a fim de evitar ou reduzir estatisticamente a possibilidade de ocorrência dos possíveis danos causados pelas sobretensões atmosféricas. Segundo HILEMAN (1999), o projeto de coordenação de isolamento pode ser assim definido:

[...] o projeto de coordenação de isolamento é definido como o processo de seleção de equipamentos segundo alguns atributos tais como sua aplicação no sistema elétrico, os níveis de tensão aos quais podem estar sujeitos, e as características dos dispositivos de proteção, com a finalidade de diminuir a probabilidade de danos operacionais e econômicos no sistema elétrico em questão. (HILEMAN, 1999, pg. xi-xii)

Para a realização desse tipo de estudo, são utilizados modelos eletromagnéticos para representação da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes empregados nas redes elétricas. Por emprego de tais modelos, é obtida a curva característica de tensão *versus* tempo (curva V-t), que relaciona o valor da tensão no instante em que houve a interrupção do isolamento (chamada de disrupção), e o intervalo de tempo durante o qual o arranjo isolante estudado esteve submetido a esse nível de tensão. Tais dados são obtidos por meio de ensaios laboratoriais, realizados com a aplicação de impulsos de tensão aos arranjos isolantes sob análise para registro das tensões que provocam a ruptura de sua rigidez dielétrica, e o tempo necessário para ocorrência da disrupção. As curvas V-t também podem ser obtidas por meio de simulações empregando métodos computacionais aplicados aos dados de medições laboratoriais, como por exemplo, o Método do Efeito Disruptivo (Método *DE* – sigla, do inglês, para *Disruptive Effect*) e o Modelo de Progressão de Líder (*LPM*, do inglês, *Leader Progression Model*) (DARVENIZA, 1988). Esses modelos permitem, a partir dos dados de ensaio do arranjo isolante, realizar a predição da curva V-t que representa a sua suportabilidade elétrica, considerando seus parâmetros construtivos e a forma de onda da sobretensão aplicada. Ambos os modelos são apresentados em detalhes no Capítulo 2.

A Figura 1.2 ilustra alguns exemplos de curvas V-t traçadas pelo autor a partir de dados experimentais obtidos por meio de ensaios realizados em laboratório, empregando formas de onda típicas de sobretensão atmosférica com polaridade positiva e características de tempo de frente e tempo de cauda distintas (BRAZ, 2011). Por inspeção destes resultados, é possível observar as mudanças na característica de suportabilidade elétrica do arranjo isolante quando submetido a sobretensões com diferentes valores para o tempo de frente e o tempo de cauda na forma de onda (MILLER, 1990).

Figura 1.2 – Exemplos de curvas V-t para diferentes formas de onda de tensão com polaridade positiva.



Fonte: extraída de (BRAZ, 2011).

Estes métodos para obtenção da curva V-t são capazes de reproduzir com precisão a característica de suportabilidade elétrica de arranjos isolantes solicitados tanto por tensões com forma de onda padronizada (1,2x50 μs) quanto por tensões impulsivas não padronizadas, com formas de onda baseadas em medições reais. Tais métodos constituem ferramentas fundamentais para realização de um projeto de coordenação de isolamento tanto de linhas elétricas quanto de subestações, uma vez que são baseados no processo físico de ruptura nos arranjos isolantes, fornecendo resultados bastante confiáveis e robustos. Embora tais métodos sejam tradicionalmente aplicados para projeto de coordenação de isolamento de linhas de transmissão de energia elétrica, apenas o método *DE* é comumente empregado para arranjos isolantes de linhas de distribuição de energia. Durante a pesquisa bibliográfica, não foi encontrada referência que utiliza o método *LPM* para linhas de distribuição. Diante de tal constatação, este trabalho apresenta como principal contribuição um modelo de *LPM* Modificado com adaptação que o torna adequado para sua aplicação em arranjos isolantes de linhas de distribuição energia elétrica, o que confere caráter de inovação ao estudo realizado. Tal aprimoramento permite a realização de projetos de coordenação de isolamento de linhas de distribuição de energia elétrica mais precisos e confiáveis, ao levar em consideração métodos

computacionais avançados capazes de reproduzir com fidelidade o comportamento real dos arranjos isolantes.

1.2 Objetivos do trabalho

O objetivo geral deste trabalho é a investigação do comportamento dielétrico de isoladores de linha de distribuição de energia elétrica perante sobretensões atmosféricas, empregando formas de onda de tensões impulsivas padronizadas – do tipo dupla exponencial – e não padronizadas – do tipo pico simples. Para tanto, foi desenvolvido neste trabalho um aprimoramento que deve ser incorporado ao *Leader Progression Model (LPM)* proposto pelo *CIGRÉ*, a fim de torná-lo apropriado para a predição da suportabilidade elétrica de isoladores tipicamente empregados em sistemas de distribuição de energia elétrica, uma vez que, até então, este método é tradicionalmente aplicado pela comunidade científica somente para estudos em isoladores de sistemas de transmissão de energia. Este método *LPM CIGRÉ Modificado* aqui proposto é inédito, revelando o caráter inovador do trabalho desenvolvido, representando a principal contribuição científica obtida com a realização desta pesquisa.

1.2.1 Objetivos específicos

Como objetivos específicos, pode-se listar:

- Comparar os resultados obtidos com a aplicação do método *DE* e do *LPM* para predição da suportabilidade elétrica de isoladores de sistemas de distribuição, destacando as vantagens e desvantagens de cada método por comparação com as curvas V-t obtidas experimentalmente;
- Verificar a viabilidade de utilização do *LPM CIGRÉ Modificado* proposto neste trabalho em estudos investigativos acerca do comportamento dos arranjos isolantes presentes em sistemas de distribuição solicitados por sobretensões impulsivas originadas por descargas atmosféricas.

1.3 Revisão Bibliográfica

Devido ao fato de que as diferentes formas de onda de correntes de descargas atmosféricas produzem formas de onda de tensão com características muito particulares, tornou-se necessária a padronização dos parâmetros característicos que representam essas formas de onda, tanto de

correntes, quanto de tensões impulsivas. Assim sendo, o IEEE (*Institute of Electrical and Electronics Engineers*) publicou uma recomendação para padronização dos parâmetros característicos da forma de onda que descreve a tensão típica produzida por uma descarga atmosférica, definindo o tempo de frente como $1,2 \mu\text{s}$ e o tempo de cauda como $50 \mu\text{s}$ (IEEE 1243, 1997).

O tempo de frente (ou tempo de crista) da forma de onda se refere ao valor de pico, ou seja, ao valor máximo de amplitude atingido pela tensão impulsiva, e pode ser obtido por duas maneiras diferentes. Na primeira, traça-se uma reta passando pelos pontos de 30% e 90% do valor de pico da tensão impulsiva. O ponto onde essa reta intercepta a origem é chamado de origem virtual. Em seguida, uma reta horizontal é traçada do ponto de maior amplitude da onda (valor de pico) até a reta traçada previamente. Logo, o tempo de frente é definido como a diferença entre essas duas interseções, dada em microssegundos (μs). A segunda maneira se dá por meio da Equação 1.1. Já o tempo de cauda (t_T) é determinado pela diferença entre a origem virtual e o instante de tempo onde a tensão impulsiva é reduzida à metade de seu valor de pico, sendo também expresso em microssegundos (HILEMAN, 1999). A Figura 1.3 ilustra a forma de onda de tensão padronizada para descarga atmosférica, e traz a determinação dos tempos de frente e de cauda da onda, onde T_1 é o tempo de frente de onda, e T_2 o tempo de cauda.

$$t_f = 1,67 * (t_{90} - t_{30}) \quad (1.1)$$

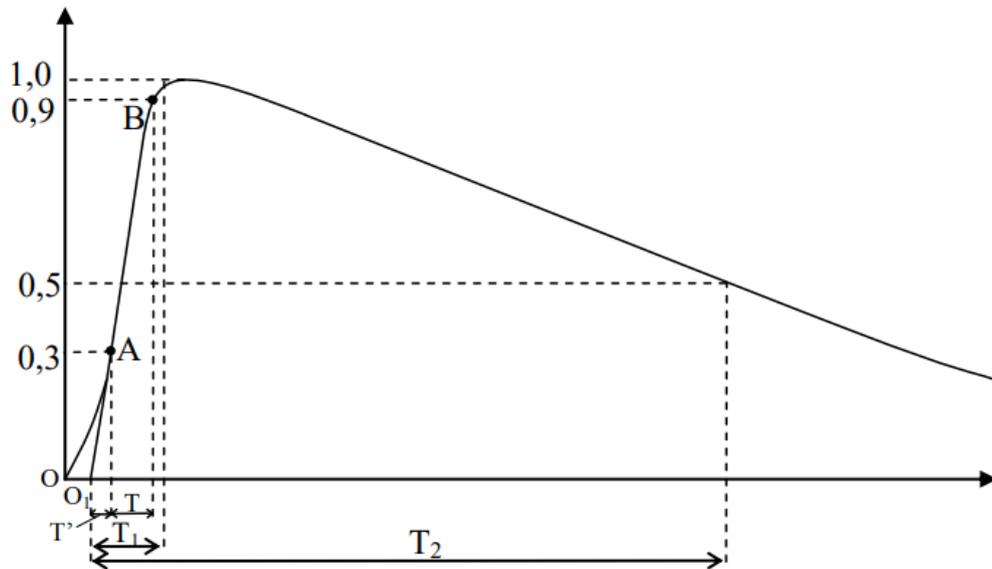
Onde:

t_f é o tempo de frente de onda (μs);

t_{90} é o instante de tempo no qual a tensão impulsiva atinge 90% do valor de pico (μs);

t_{30} é o instante de tempo no qual a tensão impulsiva atinge 30% do valor de pico (μs).

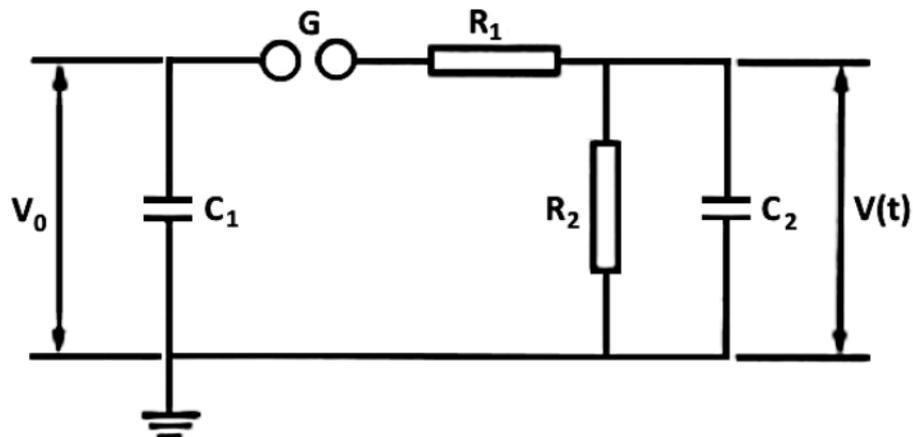
Figura 1.3 – Forma de onda de tensão padronizada para o impulso atmosférico.



Fonte: extraída de (KUFFEL, ZAENGL; KUFFEL, 2000).

A Figura 1.4 ilustra o circuito equivalente de um gerador de impulsos que pode ser implementado em laboratório a fim de realizar testes de suportabilidade elétrica em arranjos isolantes. Um gerador de impulsos é capaz de produzir tensões com formas de onda e amplitudes típicas para sobretensões atmosféricas.

Figura 1.4 – Circuito do gerador de estágio único de impulsos.



Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Na Figura 1.4, V_0 é a tensão de carregamento (fonte de corrente contínua), C_1 é o capacitor de descarga, C_2 é a capacitância de carga, que representa a carga sob teste, G é um *gap* que atua como um interruptor sensível à tensão, e também limitador de tensão, R_1 é o resistor de frente de onda, R_2 é o resistor de descarga e $V(t)$ é a tensão de saída do

gerador, que pode ser expressa pela soma de duas funções exponenciais, e está representada pela Equação 1.2. Portanto, de maneira geral, a fonte de corrente contínua carrega o capacitor C_1 até que haja uma disrupção no gap G ; o resistor R_1 amortece o crescimento do potencial elétrico, controlando a frente de onda; e o resistor R_2 irá descarregar os capacitores do circuito, controlando o tempo de cauda (KUFFEL *et al.*, 2000).

$$V(t) = \frac{V_0}{k} \frac{1}{(\alpha_2 - \alpha_1)} [e^{-\alpha_1 t} - e^{-\alpha_2 t}] \quad (1.2)$$

Onde:

$V(t)$ é a tensão de saída do gerador de impulsos;

V_0 é a tensão de entrada do gerador;

k é o fator de ajuste da função dupla exponencial;

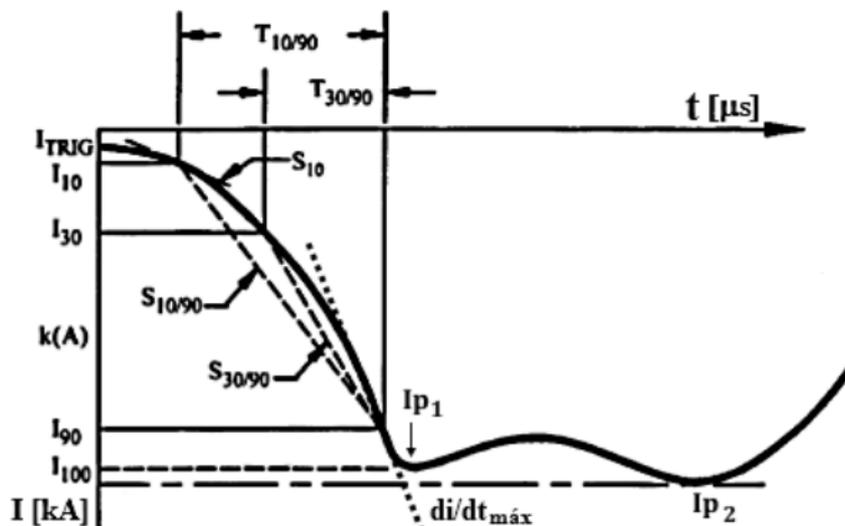
α_1 e α_2 são constantes de tempo.

A padronização da forma de onda do tipo 1,2x50 μs pelo IEEE, juntamente com a facilidade da implementação do circuito do gerador de impulsos mostrado na Figura 1.4 em laboratório, fizeram com que esse tipo de forma de onda de tensão impulsiva tivesse uma vasta aplicação nos testes de suportabilidade de arranjos isolantes realizados por fabricantes, sendo igualmente utilizada em estudos computacionais de desempenho de linhas elétricas perante sobretensões atmosféricas. Apesar de sua popularidade, a forma de onda padrão de tensão do tipo dupla exponencial não é capaz de reproduzir com precisão os parâmetros característicos das sobretensões produzidas por correntes de descargas atmosféricas reais (SILVEIRA, 2010). Tais discrepâncias foram inicialmente identificadas através de medições registradas na estação de San Salvatore, na Suíça. Por meio destas campanhas de medições, os pesquisadores verificaram que as descargas reais podem apresentar dois picos de tensão impulsiva, e ainda que as formas de onda de correntes de descargas reais são caracterizadas por possuírem uma maior taxa de crescimento (derivada máxima) próximo ao valor de pico, enquanto a amplitude das ondas padronizadas cresce mais rapidamente no início da frente de onda (DE CONTI, 2007). Portanto, os parâmetros característicos observados em correntes de descargas atmosféricas reais são diferentes daqueles observados em correntes com formas de ondas do tipo dupla exponencial. Logo, as sobretensões geradas por correntes de descargas reais produzirão formas de onda de sobretensões muito diferentes da forma de onda padrão de tensão do tipo dupla exponencial, recomendada pelo IEEE (VISACRO, 2004). Estes fatores têm

influência direta nos resultados de estudos de coordenação de isolamento, uma vez que a suportabilidade elétrica de arranjos isolantes é dependente da forma de onda da sobretensão que estressa eletricamente os isoladores (RODRIGUES, 2017). Os fatos supracitados ressaltam a importância em desenvolver e empregar métodos capazes de prever com precisão a suportabilidade elétrica de arranjos isolantes, considerando os diferentes parâmetros das formas de onda de sobretensões atmosféricas que podem atingir os sistemas elétricos.

A Figura 1.5 apresenta a forma de onda de corrente de uma descarga atmosférica real do tipo pico duplo, com polaridade negativa, e com a definição de seus parâmetros característicos da frente de onda.

Figura 1.5 – Parâmetros de frente de onda de forma de onda de corrente de descarga real de pico duplo com polaridade negativa.



Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Na Figura 1.5, I_{p1} e I_{p2} são as amplitudes de corrente do primeiro e do segundo pico, respectivamente; $di/dt_{máx}$ é a derivada máxima na frente de onda; $T_{10/90}$ é o intervalo de tempo que a corrente foi de 10% do valor de I_{p1} até 90% desse valor; $T_{30/90}$ é o intervalo de tempo que a corrente foi de 30% do valor de I_{p1} até 90% desse valor; $S_{10/90}$ é a inclinação de reta entre os valores 10% de I_{p1} até 90% de I_{p1} ; $S_{30/90}$ é a inclinação de reta entre os valores 30% de I_{p1} até 90% de I_{p1} (CIGRÉ, 1991).

1.4 Metodologia

Com o intuito de realizar a investigação do comportamento dielétrico de isoladores de linhas de distribuição de energia, foram realizados estudos envolvendo os dois principais métodos computacionais empregados na predição da suportabilidade elétrica de isoladores, a saber, o Método de Efeito Disruptivo (*DE*) e os Modelos de Progressão de Líder (*LPM*), utilizando o *software ATPDraw*. A partir de dados obtidos em ensaios de tensão suportável a impulso atmosférico, foi obtida a curva tensão *versus* tempo (também comumente denominada de curva V-t), que representa a suportabilidade elétrica dos arranjos isolantes investigados. O método de Efeito Disruptivo e o Modelo de Progressão de Líder foram utilizados para realizar a predição da curva V-t experimental obtida por meio do ensaio de cada arranjo isolante investigado neste trabalho. Visto que o *LPM* foi desenvolvido com base em isoladores típicos de linhas de transmissão de energia elétrica, foi desenvolvido o *LPM CIGRÉ Modificado* neste trabalho, uma adaptação ao modelo tradicional para possibilitar a utilização do *LPM* na coordenação de isolamento de sistemas de distribuição de energia.

1.5 Estrutura do Trabalho

Este trabalho é composto por mais três capítulos, descritos resumidamente a seguir.

Capítulo 2 – Modelagem matemática e computacional

Este capítulo tem por objetivo introduzir o método do Efeito Disruptivo (*DE*) e o Modelo de Progressão do Líder (*LPM*). São apresentados os detalhes do desenvolvimento da modelagem matemática do *LPM CIGRÉ Modificado*, método implementado neste trabalho para viabilizar a utilização de modelos de progressão do líder em estudos de suportabilidade elétrica de arranjos isolantes de sistemas de distribuição de energia elétrica.

Capítulo 3 – Estudos Experimentais e Computacionais

Este capítulo tem por objetivo apresentar e discutir os resultados obtidos por meio de simulações computacionais desenvolvidas para a condução de estudos de casos investigativos acerca da suportabilidade elétrica dos seguintes arranjos

isolantes submetidos à sobretensões impulsivas: isolador de 15 kV solicitado por tensão impulsiva padronizada, e arranjo isolador de 15 kV com cruzeta de fibra de vidro de 40 cm submetido a tensões impulsivas com formas de onda padronizada e não-padronizada. Para tanto, foi utilizado um trecho de sistema de transmissão de 500 kV, modelado computacionalmente empregando o *software ATPDraw*. A curva de suportabilidade de tensão para cada caso estudado foi prevista empregando-se o modelo *LPM CIGRÉ Modificado*. As curvas de suportabilidade de tensão a impulso atmosférico previstas pelo *LPM CIGRÉ Modificado* foram comparadas com curvas tensão-tempo obtidas experimentalmente por ensaios realizados no LEAT – Laboratório de Extra Alta Tensão da UFMG (Universidade Federal de Minas Gerais), e também com resultados de simulação empregando o *LPM CIGRÉ* tradicional e o método *DE*, com objetivo de validar o aprimoramento proposto ao *LPM CIGRÉ*.

Capítulo 4 – Conclusões

Este capítulo apresenta conclusões gerais e discussões sobre os resultados obtidos neste trabalho, destacando-se suas contribuições científicas. São indicadas sugestões para continuidade das pesquisas sobre a aplicação do *Leader Progression Model* em sistemas de distribuição de energia elétrica.

2 MODELAGEM MATEMÁTICA E COMPUTACIONAL

2.1 Introdução

Este capítulo tem por objetivo apresentar a descrição matemática e a análise do fenômeno da disrupção. O método do Efeito Disruptivo (*DE*) será descrito matematicamente com base no processo físico da disrupção em isoladores de sistemas de energia elétrica. O capítulo também se destina à apresentação e análise dos modelos de progressão de líder – *LPM* (*Leader Progression Model*) atualmente existentes e largamente empregados em estudos de coordenação de isolamento, desempenho elétrico de linhas de transmissão e de suportabilidade elétrica de arranjos isolantes.

Pode-se destacar a principal diferença entre esses dois modelos sendo que o método *DE* é um método estatístico baseado no processo físico da disrupção, enquanto o *LPM* é fundamentado na física do processo de disrupção em arranjos isolantes. Apesar de possuir esta vantagem frente ao método *DE*, o *LPM* foi desenvolvido por meio de estudos em arranjos dielétricos tipicamente empregados em sistemas de transmissão de energia elétrica (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2016), não havendo aplicabilidade conhecida em sistemas de distribuição. Diante disso, até o presente momento, o método *DE* é largamente empregado nos trabalhos sobre a suportabilidade elétrica de arranjos isolantes empregados em sistemas de distribuição, como visto em (BRAZ *et al.*, 2014) e (GOMES *et al.*, 2015), por exemplo.

Em seguida, serão demonstrados os detalhes do desenvolvimento da modelagem matemática do *LPM CIGRÉ Modificado*, método implementado neste trabalho, como uma forma de aprimoramento proposto ao *LPM* recomendado pelo *CIGRÉ*, com o intuito de viabilizar a utilização de modelos de desenvolvimento do líder em estudos de suportabilidade elétrica de isoladores e arranjos isolantes tipicamente empregados em sistemas de distribuição de energia elétrica.

2.2 O Método de Efeito Disruptivo (*Disruptive Effect Method*), ou Método *DE*

O método de Efeito Disruptivo (do inglês, *Disruptive Effect*) foi proposto por Witzke; Bliss (1950a) para avaliar a suportabilidade elétrica de isoladores submetidos a tensões impulsivas com forma de onda não padronizada. O primeiro experimento foi realizado em transformadores, investigando-se o efeito das sobretensões na sua característica de suportabilidade elétrica. O método *DE* é um método estatístico, baseado no processo físico que

caracteriza a disrupção, e tem largo emprego no estudo da suportabilidade de isoladores em sistemas de distribuição de energia elétrica (RODRIGUES, 2017).

A fim de avaliar o comportamento de arranjos isolantes submetidos à sobretensões impulsivas, foram propostos alguns modelos para caracterização da suportabilidade elétrica desses arranjos. Em Witzke; Bliss (1950a), a Equação 2.1 foi proposta. Esta relação foi determinada com base no fato de que o isolamento dos transformadores pode suportar uma tensão constante (V_0) por um período de tempo considerável, na ordem de centenas de microssegundos, sem que haja rompimento deste isolamento. Os autores ainda verificaram que o efeito disruptivo depende tanto da tensão impulsiva, quanto do instante de tempo que essa tensão é aplicada ao arranjo dielétrico, mas que esses dois parâmetros não possuem o mesmo peso na disrupção. Tendo em vista isto, adicionou-se a constante k , que depende da geometria do isolante, do mecanismo físico e da polaridade da sobretensão, e permite alterações na importância efetiva dos parâmetros de tensão impulsiva e período de tempo de sobretensão no efeito de disrupção.

$$DE = \int_{t_a}^{t_b} [V(t) - V_0]^k dt \quad (2.1)$$

Onde:

DE é o valor do efeito disruptivo (kV· μ s);

t_a é o instante de tempo no qual $V(t) > V_0$ (μ s);

t_b é o instante de tempo de ocorrência da disrupção (μ s);

$V(t)$ é a tensão impulsiva aplicada sobre o isolador (kV);

V_0 é o valor mínimo de tensão que inicia o processo de disrupção (kV);

k é uma constante empírica que depende da geometria do isolante, do mecanismo físico da descarga e da polaridade da tensão aplicada.

O método DE utiliza um valor de referência, conhecido como efeito disruptivo crítico (DE^*), que é obtido por meio de ensaios de suportabilidade elétrica de isoladores realizados em laboratório, onde arranjos dielétricos são submetidos a tensões impulsivas padronizadas. Caso o valor de DE calculado na Equação 2.1 seja maior que o valor de referência DE^* , ocorrerá então uma disrupção ao longo do arranjo isolante investigado (GOMES *et al.*, 2015).

Visando simplificar a primeira formulação matemática proposta por Witzke; Bliss (1950a), Kind (1958) propôs uma forma geral para o método, baseando-se no princípio primário do processo de descarga em *gaps* de ar, onde considerou o tempo de formação do canal de descarga e desconsiderou o tempo estatístico referente à etapa de corona, que antecede a disrupção, sugerindo que, uma vez que o impulso de tensão aplicado excedesse o nível crítico, o processo de disrupção teria início. Esse tempo estatístico é aplicado devido à inconstância da probabilidade de falha associada a cada nível de tensão do arranjo dielétrico (RODRIGUES, 2017). A partir dessa forma geral, Kind (1958) formulou o Critério das Áreas Iguais, representado matematicamente pela Equação 2.2, e é fundamentado pela dependência da tensão em relação à velocidade de propagação do líder (nome dado à ponta do arco elétrico) nos isolantes de ar.

$$F = \int_0^d \frac{dx}{k} = \int_{t_1}^{t_1+t_b} [V(t) - V_0] dt \quad (2.2)$$

Onde:

F é uma constante característica do arranjo isolante;

dx é a distância percorrida pelo líder (m);

k é uma constante empírica que depende da geometria do isolante, do mecanismo físico da descarga e da polaridade da tensão aplicada;

t_1 é o instante de tempo no qual a tensão aplicada excede o nível crítico de tensão pela primeira vez (μs);

t_b é o intervalo de tempo necessário para a ocorrência da disrupção no isolamento (μs);

$V(t)$ é a tensão aplicada expressa em função do tempo (kV);

V_0 é o valor mínimo de tensão que inicia o processo de disrupção (kV).

O método *DE* foi avaliado por diversos autores, como Witzke; Bliss (1950a), Kind (1958), Caldwell; Darveniza (1973), Ancajima *et al.* (2007), que propuseram procedimentos para facilitar a obtenção dos parâmetros V_0 e k . Em Caldwell; Darveniza (1973) foram apresentados dois procedimentos para ajuste dos parâmetros V_0 e k do método *DE*. No primeiro, fixava-se o valor de V_0 com o intuito de calcular as constantes k e DE^* . No segundo procedimento, o valor da constante k é assumido como sendo igual a 1 e promovendo uma variação do valor de V_0 entre 0 e 90% da tensão disruptiva crítica (*CFO*). O *CFO* (*Critical Flashover Overvoltage*) é um procedimento experimental realizado em laboratório, por meio

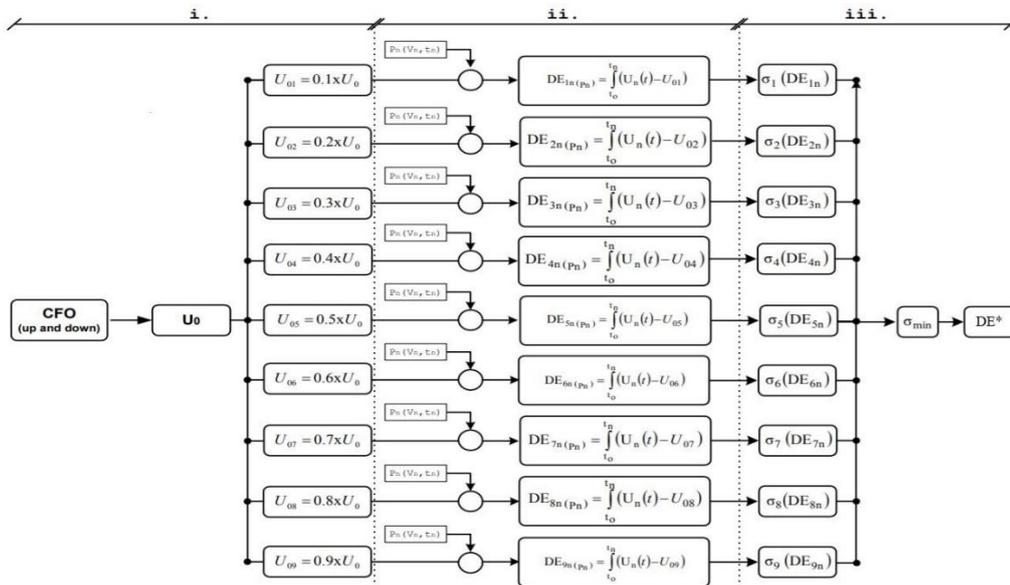
de ensaio de tensão suportável a impulso em arranjos isolantes, e seu valor é determinado pelo nível de tensão impulsiva ao qual a disrupção ocorre em 50% dos testes realizados (CUNHA, 2010).

Já em Ancajima *et al.* (2007), foi proposto um método otimizado para a determinação dos parâmetros V_0 e DE^* . Em ensaios laboratoriais de suportabilidade elétrica de arranjos isolantes, uma curva V-t é traçada com os valores referentes à tensão impulsiva e instante de tempo dos momentos no qual houve disrupção nos isoladores. O método de obtenção dos valores para o parâmetro DE^* utilizam os pontos da curva V-t, e os procedimentos estão descritos abaixo, de acordo com Rodrigues *et al.* (2017).

1. Primeiramente, o valor de V_0 é estatisticamente variado de 80% a 115% do valor do CFO obtido para arranjo dielétrico estudado, utilizando variações de 10%. Então, para cada valor de V_0 dentro do intervalo, o valor de DE é calculado, que é produzido pelos pontos (V,t) pertencentes à curva V-t obtido experimentalmente.
2. No segundo passo, o método do mínimo desvio padrão dos valores de DE são calculados, para cada valor de V_0 dentro do intervalo do Passo 1. A tensão inicial de V_0 é selecionada como a que exibe o valor mínimo de desvio padrão para os valores de DE .
3. O terceiro passo consiste em determinar o parâmetro de efeito disruptivo crítico DE^* . Considerando a tensão inicial V_0 obtida no Passo 2, os valores de DE são calculados para cada ponto (V,t). Portanto, o parâmetro DE^* é calculado como a média dos valores de DE .
4. Finalmente, a curva V-t é prevista utilizando a Equação 2.1 e os valores críticos de V_0 e DE^* definidos pelo método do mínimo desvio padrão. O valor pico da tensão impulsiva aplicada que provoca a disrupção ao longo do arranjo isolante, e o instante de tempo que a disrupção ocorre, são determinados pelo método DE . (RODRIGUES *et al.*, 2017, p. 261).

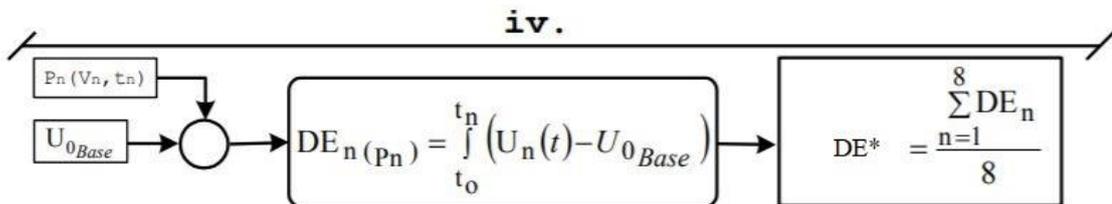
As Figuras 2.1 e 2.2 apresentam um fluxograma para o cálculo de DE^* pelo método do mínimo desvio padrão.

Figura 2.1 – Fluxograma para cálculo do valor do efeito disruptivo crítico DE^* utilizando o método do mínimo desvio padrão.



Fonte: adaptada de (RODRIGUES, 2017).

Figura 2.2 – Fluxograma para cálculo do valor do efeito disruptivo crítico DE^* utilizando o método do mínimo desvio padrão.

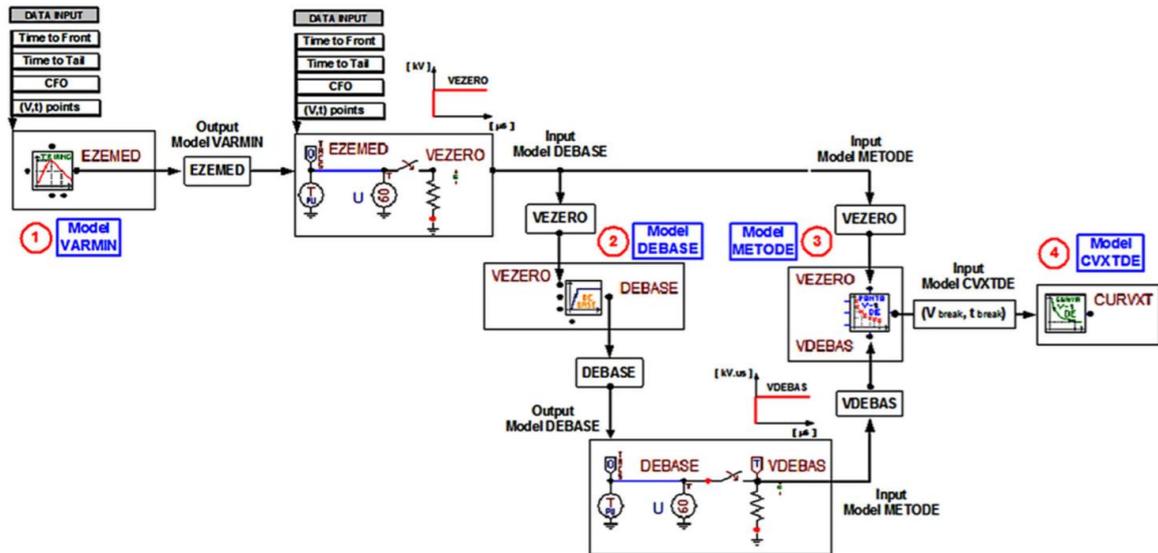


Fonte: adaptada de (RODRIGUES, 2017).

Nos estudos realizados em simulações computacionais aplicando o método DE na predição da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes tipicamente empregados em sistemas de distribuição de energia elétrica, utilizou-se os modelos computacionais implementados por (RODRIGUES *et al.*, 2017) usando a linguagem *MODELS* do *software ATPDraw*. Estes modelos são utilizados para o cálculo do nível de tensão disruptiva no momento que houve a disrupção, chamado de V_{break} , e o instante de tempo no qual essa disrupção ocorreu, chamado de T_{break} . A Figura 2.3 mostra os modelos implementados pelos autores e as entradas e saídas de variáveis. Os modelos chamados de *VARMIN* e *DEBASE* calculam a tensão disruptiva e o tempo de disrupção utilizando o método DE , segundo os parâmetros de entrada, sendo eles: os

pontos (V, t), o valor de CFO para o arranjo dielétrico, e tempos de frente e de cauda referentes à forma de onda da tensão impulsiva em questão (RODRIGUES *et al.*, 2017).

Figura 2.3 – Modelo desenvolvido por Rodrigues *et al.* (2017) no ATPDraw para implementação do método *DE*.



Fonte: extraída de (RODRIGUES *et al.*, 2017).

O modelo *VARMIN* executa os passos 1 e 2 descritos anteriormente, e mostrados pela Figura 2.1, e tem como saída a variável *EZEMED*, referente ao valor mínimo de tensão que inicia o processo de disrupção (V_0). A variável *VEZERO* recebe este valor como uma forma de onda do tipo pulso com amplitude constante, que será a variável de entrada do modelo *DEBASE*, onde é calculado o valor de DE^* , por meio da execução do passo 3 da Figura 2.1. Este valor é atribuído à variável *VDEBAS* como uma forma de onda de pulso constante. Então, os valores de V_{break} e T_{break} são previstos pelo modelo *METODE*, que realiza os cálculos usando a Equação 2.1, e tem como entrada os pontos (V, t) e as variáveis *VEZERO* e *VDEBAS*. Por fim, a curva $V-t$ com os valores de V_{break} e T_{break} é traçada pelo modelo *CVXTDE* (RODRIGUES *et al.*, 2017).

2.3 Leader Progression Model (LPM)

O líder (do inglês, *leader*) é o termo utilizado para designar a ponta do arco elétrico estabelecido durante o processo de disrupção de um arranjo isolante ou *gap* de ar. O estudo de seu desenvolvimento ao longo da ocorrência de descargas atmosféricas foi empregado como

uma ferramenta na predição da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes, por meio do Modelo de Progressão de Líder (*LPM - Leader Progression Model*). O *LPM* foi desenvolvido considerando-se o mecanismo de disrupção em dielétricos, e surgiu devido à necessidade de estimar valores de *CFO* para tensões impulsivas com formas de onda não padronizadas (RODRIGUES, 2017). Desde sua introdução para quantificar os efeitos, tanto da amplitude de tensão impulsiva, quanto do tempo ao qual um arranjo dielétrico fica submetido à essa tensão - características que definem a suportabilidade elétrica de arranjos isolantes e *gaps* de ar - os modelos de desenvolvimento de líder têm sido amplamente empregados em estudos para análise e investigação dos efeitos de descargas atmosféricas em sistemas de transmissão de energia elétrica (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2016). Até o momento da publicação deste trabalho, não se tem conhecimento sobre aplicações deste método em sistemas de distribuição de energia. Tradicionalmente, os artigos e trabalhos que investigam arranjos isolantes de sistemas de distribuição empregam somente o método *DE*.

Em geral, estes modelos consideram que o processo de disrupção possui três fases distintas, representadas na Equação 2.3 pelos respectivos intervalos de tempos associados à cada fase:

$$t_d = t_c + t_s + t_l \quad (2.3)$$

Onde:

t_d é o tempo total da disrupção - (s);

t_c é o tempo destinado ao estágio de corona - (s);

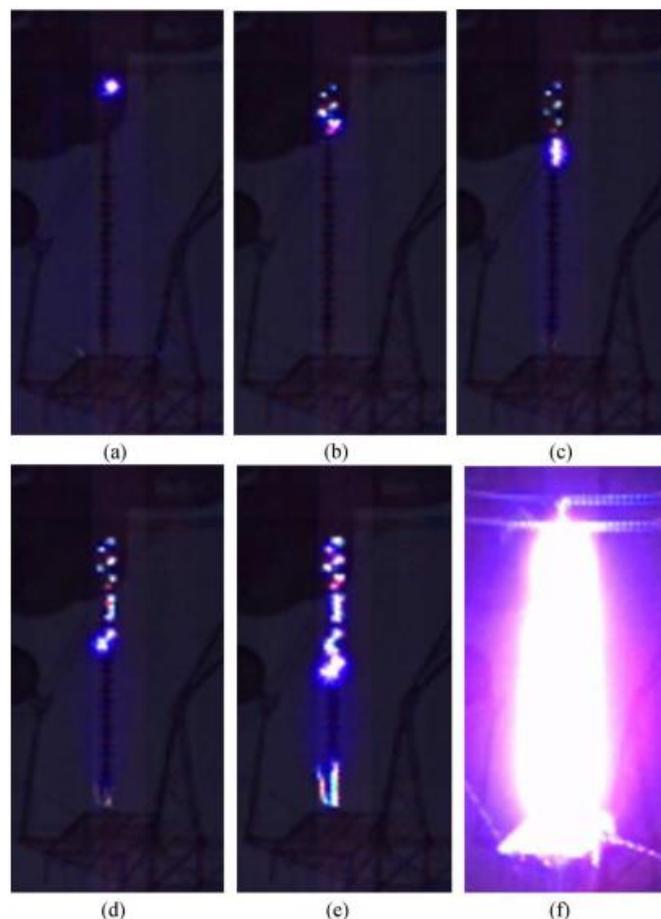
t_s é o tempo destinado à ionização do canal (ou *streamer*) - (s);

t_l é o tempo do estágio de propagação do líder - (s).

O processo de descarga elétrica se inicia com o aumento da tensão durante a frente de onda do impulso. A princípio, é possível observar uma fase onde a emissão de canais de corona se inicia e o campo elétrico entre os eletrodos começa a se tornar mais uniforme, fazendo com que o ambiente eletromagnético da região entre dois eletrodos, ou ao longo de um caminho de contornamento de um arranjo isolante, se torne mais propício para a disrupção. Este período é conhecido como estágio de corona, e possui tensão impulsiva relativamente baixa se comparada a tensão impulsiva de disrupção. Tal fato faz com que muitas vezes o tempo desse estágio seja negligenciado em alguns modelos de progressão de líder, podendo ser incluído indiretamente

no tempo do estágio de canal, que é o segundo estágio do processo de disrupção. Conforme a tensão impulsiva se eleva, atinge-se um segundo limiar de tensão, o que leva ao início do canal entre os eletrodos, partindo daquele com polaridade positiva e viajando em direção ao terminal aterrado da torre com velocidades crescentes. Quando este canal atinge a metade do comprimento do *gap*, um segundo canal inicia sua propagação a partir do terminal aterrado da torre e eles continuam a se propagar até o instante em que se conectam. No momento do encontro entre os dois canais, o gradiente médio de tensão aplicado ao arranjo isolante torna-se maior ou igual ao valor do campo elétrico crítico (E_0). Assim sendo, tem início o terceiro e último estágio, onde o líder inicia sua propagação a partir de um ou dos dois eletrodos, dependendo da configuração do arranjo isolante e da polaridade da tensão impulsiva. Finalmente, a disrupção ocorre no instante de tempo em que o líder cruza todo o comprimento do *gap* de ar, ou quando os dois líderes se encontram no meio do *gap* (RODRIGUES, 2017). A Figura 2.4 ilustra o processo típico de disrupção utilizado como fundamento físico para o desenvolvimento do *LPM*.

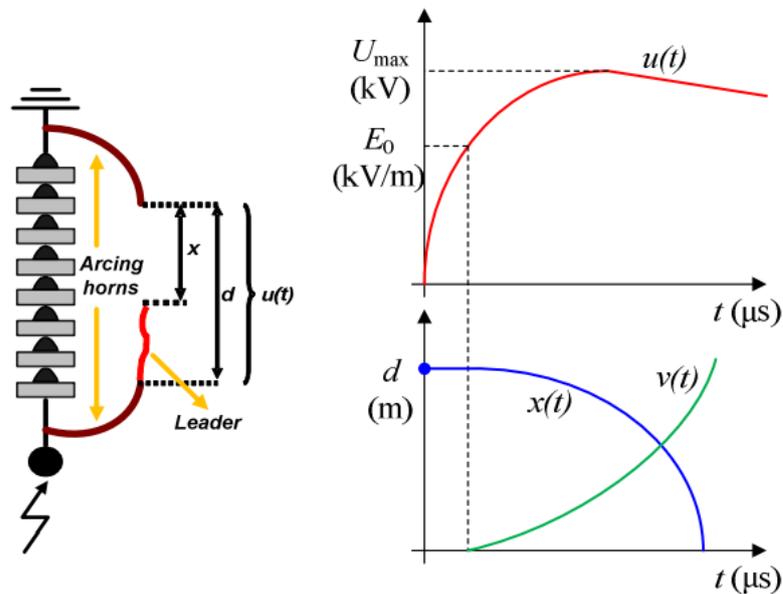
Figura 2.4 – Processo típico de disrupção em cadeia de isoladores de porcelana de 500 kV.
 (a) $t = 0$, (b) $t = 2,31 \mu\text{s}$, (c) $t = 4,62 \mu\text{s}$, (d) $t = 6,93 \mu\text{s}$, (e) $t = 9,24 \mu\text{s}$, (f) $t = 11,55 \mu\text{s}$.



Fonte: extraída de (WANG *et al.*,2014).

Basicamente, o modelo de progressão do líder (*LPM*) fundamenta-se na determinação da velocidade instantânea do líder, por meio da determinação de seu comprimento atual (L) em relação ao comprimento total do *gap* do arranjo isolante (d), e assim encontrando-se a distância que o líder necessita percorrer para que haja a disrupção (x). A Figura 2.5 apresenta o desenvolvimento do líder durante o processo de disrupção e as relações entre a tensão elétrica impulsiva ($u(t)$) e o comprimento do *gap* não percorrido pelo líder (x), em função do tempo (t) (RODRIGUES, 2017).

Figura 2.5 – Progressão do líder durante o processo de disrupção.



Fonte: extraída de (FILIPOVIC-GRCIC *et al.*, 2014).

É possível observar na Figura 2.5 que, conforme o líder se propaga pelo *gap* do arranjo dielétrico, o valor da tensão impulsiva se eleva, e a distância até o aterramento da torre diminui e, conseqüentemente, o gradiente de potencial através da extensão do *gap* aumenta. Por conta disso, a velocidade de propagação do líder se eleva até o instante em que ocorre a disrupção (RODRIGUES, 2017).

Desde a introdução de modelos de progressão de líder para a representação dos efeitos dos parâmetros característicos das tensões impulsivas no processo de disrupção em arranjos isolantes (AKOPIAN *et al.*, 1954), outros autores publicaram seus modelos, apresentando diferentes formas para o cálculo da velocidade do líder, como por exemplo, Wagner; Hileman (1961), Shindo; Suzuki (1985), CIGRÉ (1991), Pignini *et al.* (1989), Motoyama (1996) e Wang *et al.* (2014). A Figura 2.6 apresenta as equações de cálculo de velocidade de propagação do

líder e a condição de disrupção de cada um destes modelos (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2016).

Figura 2.6 – Modelos para cálculo da velocidade do líder.

Model	Leader velocity	Breakdown condition
Wagner and Hileman	$dL/dt = K \cdot D \cdot \left[\frac{V}{(D-L)} - E_0 \right]$	$L \geq D$
Shindo and Suzuki	$dL/dt = k_1 \cdot V^2 / (D-L) + k_2 \cdot C_1 \cdot V^2 \cdot v \cdot L / [D \cdot (D-L)]$ $dL/dt = k_1 \cdot V^2 / (D-2 \cdot L) + k_2 \cdot C_1 \cdot V^2 \cdot v \cdot L / [D \cdot (D-2 \cdot L)]$	$L \geq D$ $2L \geq D$
CIGRE	$dL/dt = k_3 \cdot V \cdot \left[\frac{V}{(D-L)} - E_0 \right]$	$L \geq D$
Pigini et al.	$dL/dt = 170 \cdot D \cdot \left[\frac{V}{(D-L)} - E_0 \right] \cdot \exp \left[1.5 \cdot 10^{-3} \cdot V/D \right]$	$L \geq D$
Motoyama [17]	$dL/dt = K_{10} \cdot \left[\frac{V}{(D-2 \cdot L)} - E_0 \right], \quad (0 \leq 2L \leq D/2)$ $dL/dt = K_{11} \cdot \left[\frac{V}{(D-2 \cdot L)} - E' \right] + v, \quad (D/2 \leq 2L \leq D)$	$2L \geq D$
Wang et al.	$dL/dt = k_0 \cdot \left[\frac{V}{(D-L)} - E_0 \right]$	$L \geq D$ $2L \geq D$

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

Na Figura 2.6, L representa o comprimento do líder, V representa a tensão instantânea aplicada sobre o arranjo isolante, D é o comprimento do isolador, C_1 é a quociente da capacitância pelo comprimento do líder até a terra, U representa a velocidade de propagação do líder, E_0 é o potencial crítico do campo elétrico, E' é o valor de $V/(D-2L)$ quando L é igual a $D/4$, U' é o valor de dL/dt quando L é igual a $D/4$, e $K, k_0, k_1, k_2, k_3, K_{10}$ e K_{11} são constantes, cujos valores são mostrados pela Figura 2.7, de acordo com o tipo de arranjo isolante ou *gap* de ar (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2016).

Figura 2.7 – Valores das constantes dos modelos para cálculo da velocidade do líder, de acordo com o tipo de arranjo isolante ou *gap* de ar.

Gap	Wagner and Hileman	Shindo and Suzuki	CIGRE	Motoyama	Wang et al.	Pigini et al.
Rod-plane (+)	-	$k_1 = 0.2 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $k_2 = 3 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{A} \cdot \text{s})$ $E_0 = 400 \text{ kV/m}$	$k_3 = 0.8 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 600 \text{ kV/m}$	-	-	-
Rod-rod (+)	$K = 880.2 \text{ m}/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 576 \text{ kV/m}$ or $K = 833.3 \text{ m}/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 600 \text{ kV/m}$	$k_1 = 0.1 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $k_2 = 2.5 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{A} \cdot \text{s})$ $E_0 = 450 \text{ kV/m}$	$k_3 = 0.8 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 600 \text{ kV/m}$	$K_{10} = 2500 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $K_{11} = 420 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 750 \text{ kV/m}$	-	-
Rod-plane (-)	-	-	$k_3 = 1 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 670 \text{ kV/m}$	-	-	-
Rod-rod (-)	-	$k_1 = 0.05 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $k_2 = 5 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{A} \cdot \text{s})$ $E_0 = 450 \text{ kV/m}$	$k_3 = 1 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 670 \text{ kV/m}$	$K_{10} = 2500 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $K_{11} = 420 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 750 \text{ kV/m}$	-	E_0
Insulators (+)	-	-	Cap and pin: $k_3 = 1.2 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 520 \text{ kV/m}$ Post and longrod: $k_3 = 0.8 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 600 \text{ kV/m}$	-	Cap and pin: $k_0 = 2900 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 580 \text{ kV/m}$ Composite: $k_0 = 1500 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 620 \text{ kV/m}$	-
Insulators (-)	-	-	Cap and pin: $k_3 = 1.3 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 600 \text{ kV/m}$ Post and longrod: $k_3 = 1 \text{ m}^2/(\text{kV}^2 \cdot \text{s})$ $E_0 = 670 \text{ kV/m}$	-	Cap and pin: $k_0 = 2500 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 640 \text{ kV/m}$ Composite: $k_0 = 1300 \text{ m}^2/(\text{kV} \cdot \text{s})$ $E_0 = 570 \text{ kV/m}$	-
Gap length (m)	1-3	Rod-plane (+): 1-7.5 Rod-rod (\pm): up to 7 and 1-3	-	1-3	0.95-4.15	Rod-plane (\pm): 1-4 Rod-rod (\pm): 2-4
Waveshape (μs)	1.5/40	Rod-plane (+): 2.5/53 Rod-rod (\pm): 1.2/50 and 2.4/9.6	-	(1.2-1.4)/(3.2-3.7), 1.2/50	(1.1-1.45)/(6.5-15.7)	Conductor-crossarm with insulator: 3.36 Several

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

Para a modelagem computacional desenvolvida neste trabalho, utilizou-se o *LPM* proposto por *CIGRÉ* (1991), devido ao fato de que este método é baseado em resultados obtidos em ensaios de isoladores do tipo pino-concha submetidos a tensões impulsivas atmosféricas com formas de onda padronizada e não padronizada. A Equação 2.4 é utilizada para o cálculo da velocidade de desenvolvimento do líder para o *LPM CIGRÉ*.

$$\frac{dL}{dt} = k_L * V * \left[\frac{V}{(D - L)} - E_0 \right] \quad (2.4)$$

Onde:

dL/dt é a velocidade de desenvolvimento do líder - (m/s);

k_L é uma constante dependente do tipo de arranjo isolante, conhecida como fator de *gap* - (m²/(kV²·s));

V é o valor instantâneo da tensão impulsiva aplicada ao arranjo - (kV);

D é o comprimento total do arranjo isolante - (m);

L é o comprimento do líder - (m);

E_0 é o valor do campo elétrico crítico - (kV/m).

As constantes k_L e E_0 são obtidas de maneira empírica, dado que dependem da configuração do arranjo isolante a ser analisado. A Tabela 2.1 apresenta valores característicos propostos por DATSIOS e MIKROPOULOS (2016) para isoladores dos tipos pino-concha e pilar-haste longa para o método *LPM CIGRÉ*. Vale ressaltar que esses valores são referentes aos respectivos isoladores empregados em sistemas de transmissão de energia elétrica e, em pesquisas realizadas na literatura, não foram encontrados valores propostos para essas constantes no que se refere a isoladores e arranjos isolantes empregados em sistemas de distribuição de energia.

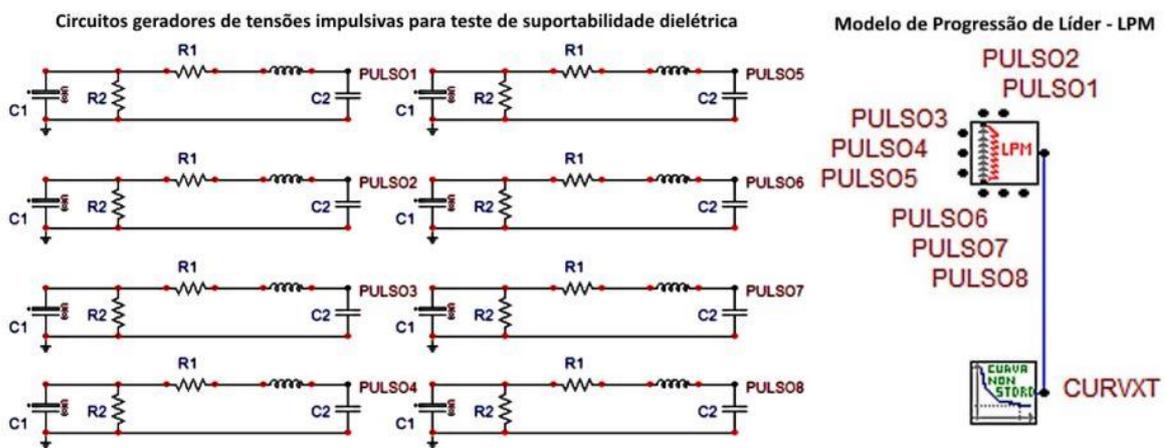
Tabela 2.1 – Valores dos parâmetros k_L e E_0 para a equação do *LPM CIGRÉ*.

Configuração do arranjo isolante	k_L [m ² /(kV ² ·s)]	E_0 [kV/m]
Isoladores pino-concha (polaridade positiva)	1,2	520
Isoladores pilar-haste longa (polaridade positiva)	0,8	600

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

Para as simulações computacionais aplicando o Modelo de Progressão de Líder na predição da suportabilidade elétrica de cadeias de isoladores, neste caso aquelas tipicamente empregadas em sistemas de transmissão de energia, foi utilizado o modelo computacional implementado por Rodrigues (2017), e mostrado na Figura 2.8.

Figura 2.8 – Modelo desenvolvido por Rodrigues (2017) para a implementação do Modelo de Progressão de Líder.



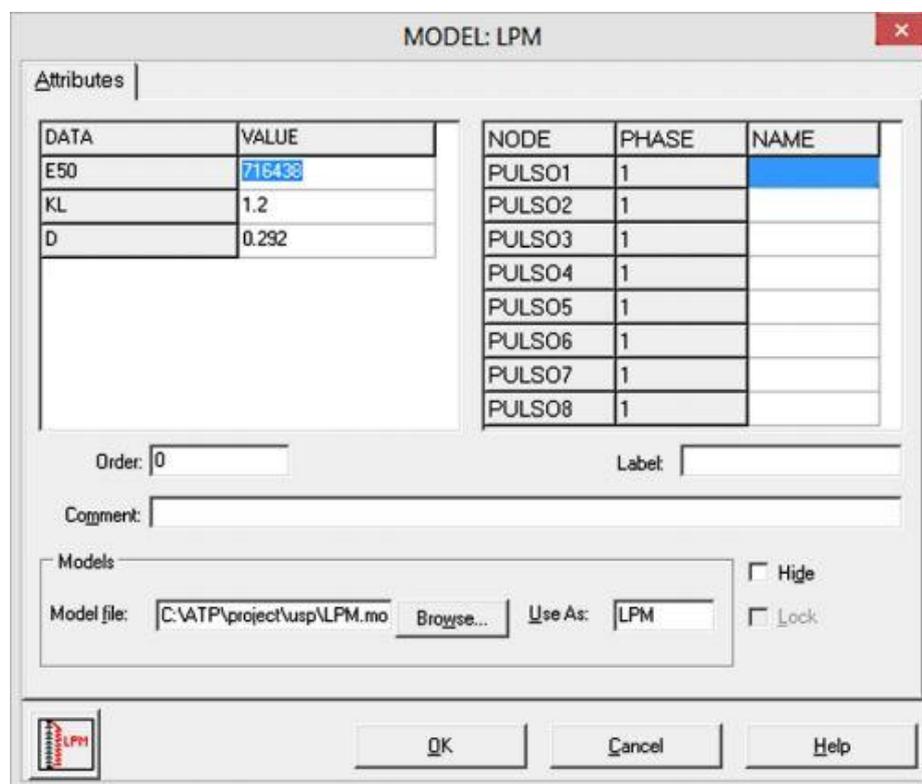
Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Usando a linguagem de programação *MODELS*, do *software ATPDraw*, Rodrigues (2017) disponibiliza ao usuário a simulação utilizando o *LPM* recomendado pelo CIGRÉ (1991), ou o proposto por Wang *et al.* (2014), que recebem oito impulsos de tensão com forma de onda do tipo não padronizada com características equivalentes aos impulsos aplicados em laboratório no teste de suportabilidade elétrica realizado pelo autor. Na entrada de dados, ilustrada pela Figura 2.9, o usuário informa os valores do campo elétrico crítico E_0 , da constante relacionada ao tipo de arranjo isolante k_L , e do comprimento do arranjo isolante D .

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_0), por meio da Equação 2.4, 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 2.8, 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. (RODRIGUES, 2017, p.70, adaptado)

Figura 2.9 – Interface gráfica do *ATPDraw* para a definição dos parâmetros nas simulações empregando o *LPM*.



Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

2.4 O *LPM CIGRÉ* Modificado

Para viabilizar a utilização de modelos de progressão de líder em sistemas de distribuição de energia elétrica, desenvolveu-se o *LPM CIGRÉ* Modificado. Este modelo traz as adaptações propostas pelo presente trabalho, onde a validação dos ajustes propostos ao *LPM CIGRÉ* convencional seguiu um procedimento de simulação computacional. Após cada adaptação proposta, foram conduzidos estudos computacionais empregando-se o *LPM CIGRÉ*

Modificado para predição da curva V-t. Esta curva V-t prevista pelo *LPM CIGRÉ* Modificado era então comparada à curva V-t obtida experimentalmente, uma vez que esta curva revela a característica real da suportabilidade elétrica do arranjo isolante investigado. Quanto mais próximos os pontos V-t previstos pelo *LPM CIGRÉ* Modificado estiverem dos pontos V-t registrados experimentalmente, maior a capacidade do *LPM CIGRÉ* Modificado em reproduzir com precisão a característica de suportabilidade elétrica do arranjo isolante investigado. Caso o *LPM CIGRÉ* Modificado seja capaz de reproduzir com precisão os pontos da curva V-t tradicional, então pode-se concluir que este modelo representa com precisão o fenômeno físico da disrupção provocada por sobretensões atmosféricas que solicitam o arranjo isolante.

Primeiramente, foram realizadas simulações computacionais empregando o *LPM CIGRÉ* tradicional para a predição da suportabilidade elétrica em arranjo isolante de 15 kV, tipicamente empregado em linhas de distribuição de energia, submetido à forma de onda de tensão padronizada. Estes valores são mostrados na Tabela 2.2.

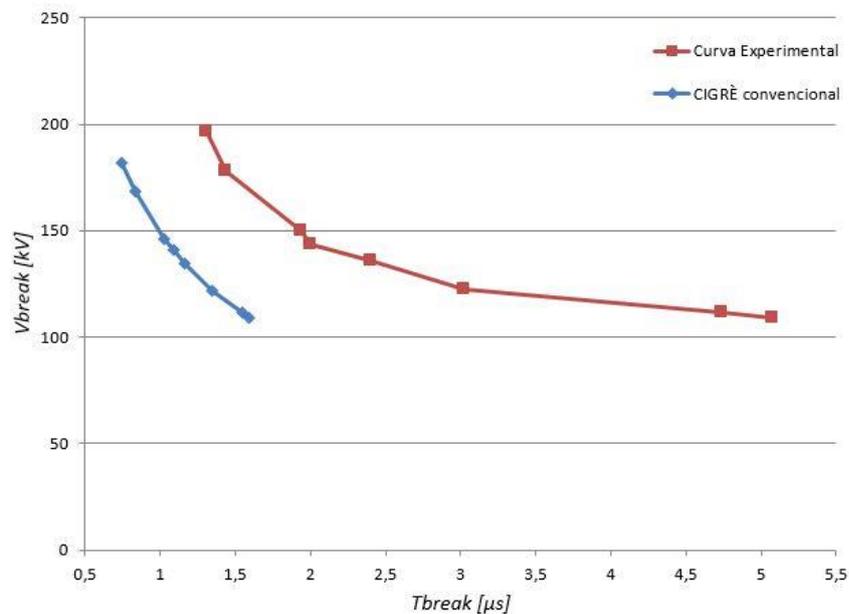
Tabela 2.2 – Resultados experimentais e computacionais empregando-se o *LPM CIGRÉ* convencional para o arranjo isolante de 15 kV submetido à onda padrão de tensão.

Pontos (V,t)	Dados experimentais		<i>LPM CIGRÉ</i>	
	V_{break} [kV]	T_{break} [μs]	V_{break} [kV]	T_{break} [μs]
P1	109,2025	5,08	109,19	1,595
P2	111,5765	4,74	111,54	1,544
P3	122,4967	3,02	122,05	1,346
P4	135,7909	2,40	134,24	1,167
P5	143,3876	2,00	140,90	1,086
P6	149,5599	1,94	146,16	1,029
P7	178,0475	1,44	168,65	0,832
P8	196,5645	1,31	181,91	0,744

Fonte: Elaborada pelo autor.

Por meio dos resultados apresentados pela Tabela 2.2, observou-se que as disrupções estavam ocorrendo em instantes de tempo bem inferiores aos instantes observados nos resultados obtidos experimentalmente e nas simulações com o método *DE*. A Figura 2.10 mostra as curvas V-t traçadas utilizando-se os dados da Tabela 2.2.

Figura 2.10 – Curva V-t obtida experimentalmente e curva V-t prevista pelo método *LPM CIGRÉ* convencional para o arranjo de 15 kV com onda padrão de tensão.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Com base nestes resultados, a primeira tentativa de aprimoramento foi realizada por meio da adição de um fator, denominado *DELTA T*, que se apresenta na forma de equação de primeiro grau em função do tempo t , expressa pela Equação 2.5.

$$DELTA T = 0,8 * t + 1,522 \quad (2.5)$$

Os parâmetros desta função foram encontrados relacionando-se os dados experimentais de amplitude da tensão disruptiva e o instante de tempo que ocorre a disrupção, e a diferença entre esses dados e os resultados da simulação computacional do arranjo isolante de 15 kV submetido a tensão impulsiva padronizada (1,2x50 μs), com utilização do *LPM CIGRÉ* convencional. Assim, *DELTA T* foi definido como a equação da reta onde os dois valores do eixo x foram estipulados como o primeiro e o último instante em que houve a disrupção nos ensaios experimentais, e os valores de y foram estabelecidos como a diferença entre os instantes de tempo de disrupção experimental e computacional.

A Equação 2.6 apresenta este primeiro aprimoramento proposto para o cálculo da velocidade de propagação do líder com a introdução do fator *DELTA T*, a fim de possibilitar a aplicação do *LPM CIGRÉ* tradicional em estudos de suportabilidade elétrica de arranjos isolantes de sistemas de distribuição a impulsos atmosféricos.

$$\frac{dL}{dt} = \left(k_L * V * \left[\frac{V}{(D - L)} - E_0 \right] \right) * DELTAT \quad (2.6)$$

Onde:

dL/dt é a velocidade de desenvolvimento do líder - (m/s);

k_L é uma constante dependente do tipo de arranjo isolante, conhecida como fator de *gap* - (m²/(kV²·s));

V é o valor instantâneo da tensão impulsiva aplicada ao arranjo - (kV);

D é o comprimento total do arranjo isolante - (m);

L é o comprimento do líder - (m);

E_0 é o valor do campo elétrico crítico - (kV/m).

$DELTAT$ é o fator de correção do *LPM CIGRÉ* para o emprego em simulações de sistemas de distribuição de energia elétrica.

Para a proposição de aprimoramento ao *LPM CIGRÉ* não é recomendado promover nenhuma alteração nas outras constantes empíricas presentes na Equação 2.4 do *LPM CIGRÉ* tradicional. A constante k_L é dependente da característica física do arranjo isolante e foi determinada para diferentes modelos *LPM* para tipos específicos de arranjos isolantes ensaiados. Uma vez que não se dispunha de laboratório e equipamentos específicos para investigar tal comportamento físicos, não seria apropriado provocar qualquer tipo de alteração nesse valor. O valor do campo elétrico crítico E_0 é igualmente dependente do tipo de arranjo isolante investigado, sendo também determinado por meio de ensaios laboratoriais. Por estas razões, foi proposta a inclusão de um fator denominado $DELTAT$ aplicado ao cálculo da velocidade de propagação do *LPM CIGRÉ* tradicional, calculado com base nos dados de valores de tensão disruptiva e instante de tempo da disrupção registrados em ensaios de tensão suportável à impulso atmosférico conduzidos no LEAT da UFMG.

Após a realização de estudos computacionais empregando o *LPM CIGRÉ* com a adaptação proposta nas Equações 2.5 e 2.6, verificou-se que os resultados obtidos com a utilização do fator $DELTAT$ não apresentaram melhorias em relação aos dados dos ensaios realizados no LEAT-UFMG. Novamente foi necessário retomar a análise da curva V-t formada pelos pontos obtidos nos ensaios experimentais em comparação à curva V-t prevista empregando-se o *LPM CIGRÉ* Modificado. Uma nova tentativa foi efetuada, com um novo fator $DELTAT$, conforme a Equação 2.7.

$$DELTA T = 0,0674 * t + 0,3437 \quad (2.7)$$

Desta vez relacionou-se, por meio de equação de primeiro grau em função do tempo t , os instantes de tempo de disrupção obtidos pelos ensaios experimentais (eixo x) e a diferença percentual entre estes dados e os resultados da simulação computacional utilizando *LPM CIGRÉ* tradicional (eixo y). Novamente, não foram obtidos resultados satisfatórios.

Então, foi possível notar que nas simulações computacionais empregando o *LPM CIGRÉ* tradicional em arranjos isolantes de sistemas de distribuição, o líder estava se desenvolvendo rápido demais através do *gap* de ar em torno do arranjo e, conseqüentemente, a tensão impulsiva também crescia de maneira exagerada. Portanto, identificou-se a necessidade de empregar fatores para atenuar a propagação do líder e o aumento da tensão impulsiva, chamados de f_{aL} (atenuação do desenvolvimento do líder) e f_{aV} (atenuação do aumento da tensão impulsiva). A Equação 2.8 apresenta o *LPM CIGRÉ* Modificado, com a introdução dos fatores atenuadores.

$$\frac{dL}{dt} = k_L * (V * f_{aV}) * \left[\frac{(V * f_{aV})}{D - (L * f_{aL})} - E_0 \right] \quad (2.8)$$

Onde:

dL/dt é a velocidade de desenvolvimento do líder;

k_L é a constante dependente do tipo de arranjo isolante (fator de gap)

V é o valor instantâneo da tensão impulsiva aplicada ao arranjo isolante;

f_{aV} é o fator de atenuação da tensão impulsiva;

D é o comprimento total do arranjo isolante;

L é o comprimento do líder;

f_{aL} é o fator de atenuação do comprimento do líder;

E_0 é o valor do campo elétrico crítico.

Nas simulações computacionais, são utilizados oito pontos de disrupção na programação do algoritmo para o *model LPM CIGRÉ* Modificado, sendo esta quantidade de pontos limitada pelo *software* empregado. Posteriormente, estes pontos serão usados para predição da curva V-t. Vários estudos computacionais foram realizados para validação da modelagem matemática e computacional desenvolvidas neste trabalho, com diversos valores para os fatores f_{aL} e f_{aV} ,

visando encontrar aqueles que fossem satisfatórios tanto para tensão impulsiva padronizada, quanto para tensão impulsiva não padronizada. O melhor resultado encontrado para os casos analisados, por meio de inspeção, foi obtido com os seguintes valores para os fatores atenuadores: para os quatro primeiros pontos, $fa_L = 0,57$ e $fa_v = 0,95$; e para os quatro últimos pontos, $fa_L = 0,31$ e $fa_v = 0,8$. A atribuição de fatores atenuadores distintos para os quatro primeiros e quatro últimos pontos se deve às características das formas de onda de sobretensão impulsiva de origem atmosférica empregadas.

2.5 Considerações Finais

Este capítulo apresentou dois modelos amplamente utilizados na predição da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes: o Método do Efeito Disruptivo (*DE*) e o Modelo de Progressão do Líder (*LPM*). O primeiro é um método estatístico baseado no processo físico da disrupção, e tem como aplicação principal isoladores de distribuição de energia elétrica. Já o *LPM* utiliza a física do processo de disrupção para a predição da suportabilidade elétrica em arranjos isolantes empregados em sistemas de transmissão de energia. Em seguida, foi apresentada a adaptação proposta por este trabalho, chamada de *LPM CIGRÉ* Modificado, onde foram realizados ajustes a fim de possibilitar a utilização do *LPM CIGRÉ* em arranjos isolantes típicos de sistemas de distribuição de energia.

O próximo capítulo apresentará os resultados e discussões das simulações computacionais realizadas com o método desenvolvido neste trabalho, o *LPM CIGRÉ* Modificado, além de comparar estes resultados com dados experimentais e computacionais empregando o método *DE* e o *LPM CIGRÉ* convencional.

3 ESTUDOS EXPERIMENTAIS E COMPUTACIONAIS

Este capítulo tem por objetivo apresentar e discutir os resultados obtidos por meio de estudos computacionais empregando o *software ATPDraw*, com o intuito de investigar o comportamento da suportabilidade elétrica de isoladores e arranjos isolantes típicos de sistemas de distribuição de energia elétrica quando submetidos a sobretensões de natureza atmosférica. Para realização dos estudos propostos, foram reproduzidas computacionalmente as formas de ondas de tensões impulsivas aplicadas aos arranjos isolantes, registradas em ensaios laboratoriais. Tais tensões impulsivas de ensaio foram geradas computacionalmente utilizando-se o circuito elétrico equivalente de um gerador de impulso de alta tensão. A suportabilidade elétrica de arranjos isolantes solicitados por estas tensões impulsivas foi representada por meio da predição da curva Tensão *versus* Tempo empregando-se tanto o método de Efeito Disruptivo (*DE*) quanto o modelo de progressão de líder (*LPM*). As curvas Tensão *versus* Tempo previstas empregando-se estes dois métodos foram comparadas às curvas obtidas experimentalmente com os dados de ensaios laboratoriais de tensão suportável a impulso atmosférico para os seguintes tipos de arranjos isolantes: i. arranjo de 15 kV, aplicando-se tensão impulsiva padronizada, e ii. arranjo de 15 kV associado com cruzeta de fibra de vidro de 40 cm, empregando-se tensões impulsivas padronizada e não-padronizada. Os resultados dos estudos computacionais foram comparados com resultados experimentais para validação dos modelos computacionais desenvolvidos. Além da implementação do modelo *LPM* proposto pelo *CIGRÉ*, este trabalho também propõe um aprimoramento aplicado ao *LPM CIGRÉ*, tornando-o apropriado para a predição da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes tipicamente empregados em sistemas de distribuição de energia elétrica. Tal método foi denominado de *LPM CIGRÉ Modificado*. Os modelos computacionais implementados recebem como dados de entrada os valores de tensão disruptiva e de instante de tempo de disrupção obtidos nos ensaios, sendo capazes de realizar a predição da curva V-t (*Voltage-Time curve* ou *Time-lag curve*) dos arranjos isolantes com boa precisão.

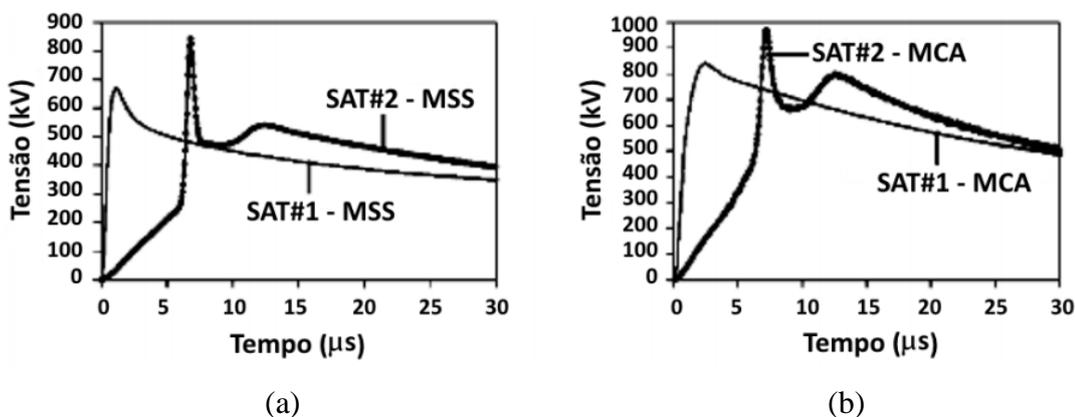
As formas de onda de correntes elétricas geradas por descargas atmosféricas apresentam grandes variações quanto às suas amplitudes, tempo de frente, tempo de cauda, ocorrência de picos e taxas de variação máximas na frente da onda. Conseqüentemente, as sobretensões transitórias produzidas por tais correntes elétricas apresentam, de maneira similar, formas de onda com grande diversidade nos valores destes parâmetros característicos citados acima. Devido a estas variações estatísticas nos parâmetros característicos das correntes de descargas atmosféricas observadas por meio de registros e medições realizadas em diferentes regiões por

todo o mundo – no Brasil (VISACRO *et al.*, 2004), na Suíça (BERGER *et al.*, 1975), no Japão (TAKAMI; OKABE, 2007) – tornou-se necessário o estabelecimento de parâmetros característicos apropriados para representar com precisão as sobretensões impulsivas desta natureza, buscando assim estabelecer um procedimento padronizado para realização de testes. Dessa maneira, o impulso atmosférico padrão de tensão foi aceito como um impulso aperiódico, que atinge seu valor máximo em $1,2 \mu\text{s}$ (tempo de frente), e então decai até a metade desse valor máximo em $50 \mu\text{s}$ (tempo de cauda), contemplando a recomendação do IEEE STD 1243 (1997).

Apesar de ser considerado como requisito fundamental para os estudos nessa área, o impulso atmosférico padrão de tensão não é capaz de reproduzir os parâmetros característicos de formas de onda de tensão produzidas nos sistemas elétricos por correntes de descarga de retorno reais, conforme registros observados em medições realizadas em estações instrumentadas (DE CONTI; VISACRO, 2007). A forma de onda de corrente do tipo dupla exponencial, tradicionalmente empregada tanto em estudos de coordenação de isolamento e de desempenho elétrico de linhas de transmissão, quanto na realização de testes de averiguação da suportabilidade elétrica de equipamentos e isoladores a impulso atmosférico, não reproduz com precisão aceitável os parâmetros de derivada máxima na frente de onda observada nos registros de formas de onda de correntes de descargas reais (VISACRO *et al.*, 2004) (HEIDLER *et al.*, 1999). As correntes de descargas reais possuem derivada máxima próxima ao pico de corrente, enquanto que a corrente elétrica com forma de onda do tipo dupla exponencial apresenta derivada máxima no início da frente de onda. Outra importante diferença diz respeito à possibilidade de ocorrência de um ou dois picos de corrente, o que não pode ser representado com a forma de onda dupla exponencial. Tais discrepâncias resultam em formas de onda de sobretensões atmosféricas produzidas por correntes do tipo dupla exponencial muito diferentes daquelas sobretensões causadas por correntes de descargas reais.

A Figura 3.1 ilustra os perfis de sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de retorno reais, verificados na estação do Monte San Salvatore, na Suíça, e na estação do Morro do Cachimbo, em Minas Gerais. Em ambas as medições, observam-se dois tipos de forma de onda de sobretensão: uma forma de onda com um único pico de tensão, chamada de pico simples (SAT#1 - MSS e SAT1# - MCA); e uma forma de onda com dois picos, chamada de pico duplo (SAT#2 - MSS e SAT2# - MCA).

Figura 3.1 - Formas de onda de sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de descarga de retorno. (a) Medição na estação do Monte San Salvatore, Suíça; (b) Medição na estação do Morro do Cachimbo, Brasil.



Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Para o presente trabalho, foram utilizados os resultados experimentais obtidos por Rodrigues *et al.* (2017) em ensaios realizados no Laboratório de Extra Alta Tensão (LEAT) da Universidade de Minas Gerais (UFMG), para validação dos modelos computacionais empregados nos casos aqui estudados, além do modelo *LPM CIGRÉ* Modificado desenvolvido neste trabalho. Para cada um dos arranjos isolantes citados, foram conduzidos testes de tensão suportável a impulso atmosférico empregando, além do impulso padrão de tensão, uma tensão impulsiva não-padronizada com forma de onda do tipo pico simples.

Para a realização desses ensaios, fez-se necessária a calibração da tensão impulsiva que seria utilizada para a realização dos ensaios. Esta etapa consiste no ajuste dos tempos de frente e de cauda da forma de onda produzida pelo gerador de impulsos, mostrado na Figura 3.2, por meio da alteração dos valores das resistências elétricas dos resistores de frente e de cauda do circuito elétrico equivalente do gerador de impulsos. Após a etapa de calibração, aplica-se a tensão impulsiva de saída do gerador de impulsos ao arranjo isolante, registrando-se tanto a amplitude da tensão disruptiva, quanto o intervalo de tempo quando ocorreram as disrupções. Por meio desses dados, é possível realizar o levantamento da curva V-t experimental dos arranjos sob investigação.

Figura 3.2 - Gerador de impulsos com 12 estágios do LEAT/UFMG.



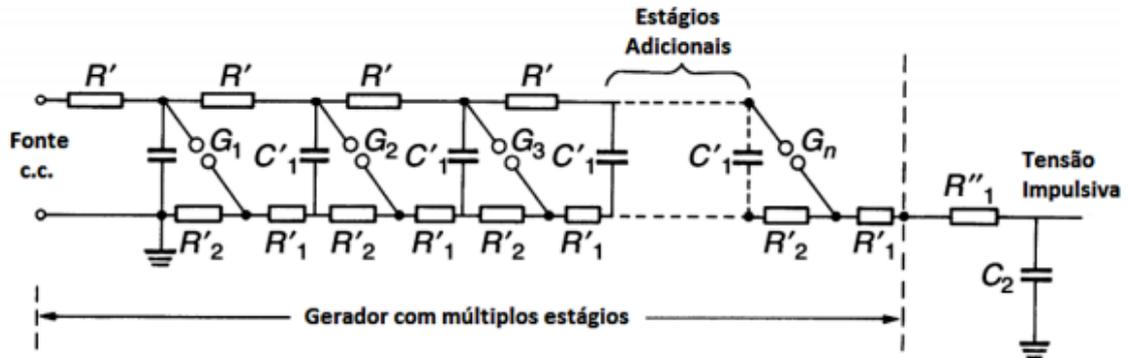
Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

O gerador de impulsos presente no LEAT da UFMG consiste em 12 estágios com tensão máxima individual de 200 kV e, para a realização dos ensaios, foram energizados 4 destes estágios. Os parâmetros do circuito elétrico de cada estágio são os seguintes (RODRIGUES, 2017):

- Resistores de frente de onda: $R'_1 = 11 \Omega$, $R''_1 = 90 \Omega$;
- Resistor de cauda: $R'_2 = 295 \Omega$;
- Capacitor de estágio único: $C'_1 = 0,25 \mu F$;
- Divisor capacitivo: $C_2 = 2,4 nF$;
- Resistor de carga: $R' = 3 k\Omega$;

O circuito equivalente deste gerador pode ser representado conforme mostrado na Figura 3.3. Neste circuito, R' representa os resistores de carga, enquanto que R'_1 representa os resistores de frente interna e R'_2 os resistores de cauda. Já R''_1 é o resistor de frente externa, que auxilia no amortecimento das oscilações causadas pela presença de capacitâncias e indutâncias intrínsecas às conexões elétricas entre o gerador e a carga.

Figura 3.3 - Gerador de impulsos com múltiplos estágios, com resistores de descarga, resistores de frente e de cauda distribuídos.



Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Considerando-se a disposição dos elementos no circuito equivalente do gerador, o mesmo pode ser simplificado e representado por um único estágio em estudos computacionais, conforme circuito elétrico equivalente do gerador de impulsos, mostrado na Figura 3.4. Esse circuito foi utilizado para os estudos computacionais conduzidos, empregando-se o *software ATPDraw*.

Figura 3.4 - Gerador de impulsos com múltiplos estágios modelado como um único estágio equivalente.



Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Para a realização dos ensaios com forma de onda de tensão não-padronizada com pico simples, associou-se um resistor de frente de onda igual a 190Ω em série com um indutor com núcleo de ar e indutância de $80 \mu\text{H}/400 \text{ A}$, externos ao gerador de impulsos. Por meio desta associação, foi possível obter um tempo de frente de onda mais lento em relação à forma de onda padronizada ($1,37 \times 40,1 \mu\text{s}$). A Figura 3.5 apresenta a montagem realizada para este experimento.

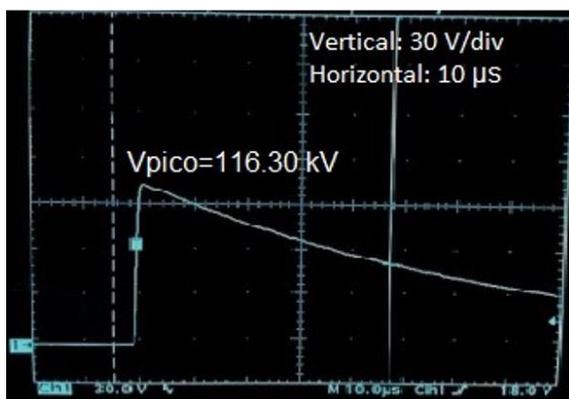
Figura 3.5 – Montagem para os ensaios com tensão impulsiva não padronizada com pico simples.



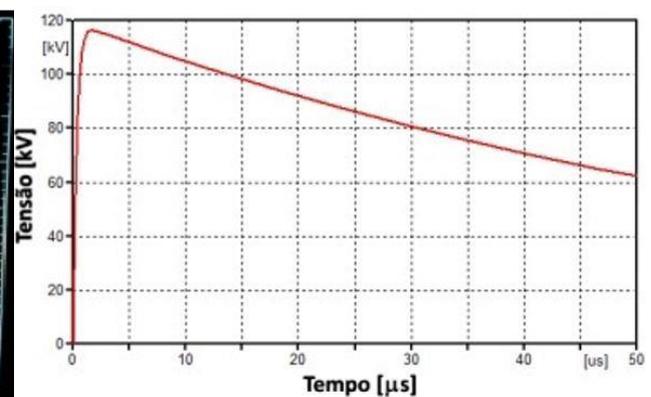
Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

As Figuras 3.6 e 3.7 apresentam as formas de onda de tensão de teste obtidas nos ensaios realizados com gerador de impulsos, assim como as formas de onda reproduzidas nas simulações computacionais, para onda padronizada e para onda não-padronizada do tipo pico simples, respectivamente.

Figura 3.6 - Tensões impulsivas padronizadas. (a) Tensão produzida em laboratório pelo gerador de impulsos; (b) Tensão simulada computacionalmente no *ATPDraw*.



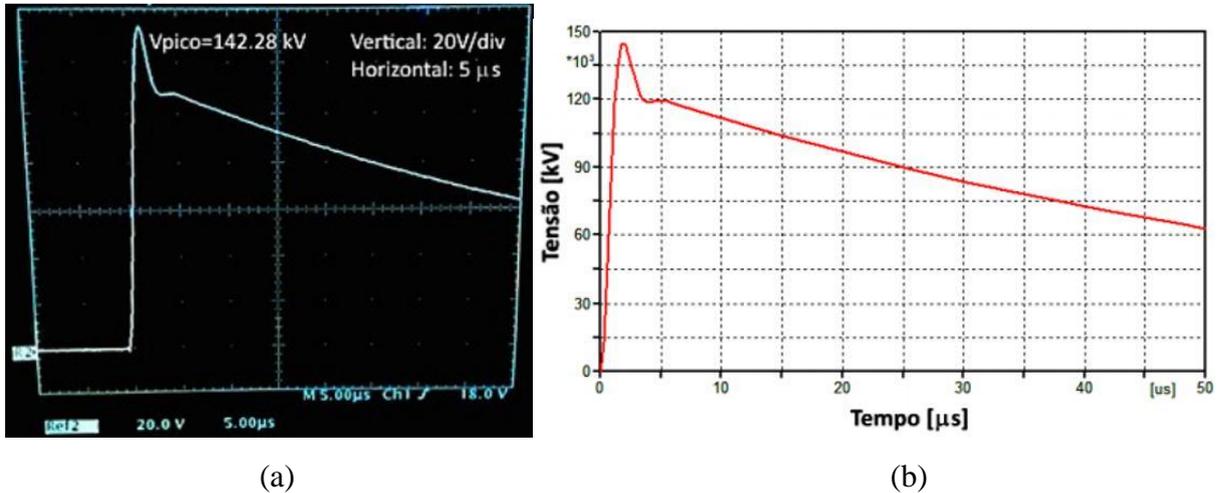
(a)



(b)

Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Figura 3.7 - Tensões impulsivas não padronizadas com pico simples. (a) Tensão produzida em laboratório pelo gerador de impulsos; (b) Tensão simulada computacionalmente no *ATPDraw*.



Fonte: extraída de (RODRIGUES, 2017).

Por inspeção e comparação das formas de onda das Figuras 3.6 e 3.7, é possível notar que o circuito elétrico modelado nas simulações conseguiu representar precisamente as formas de onda de tensão produzidas pelo gerador de impulsos em laboratório.

A seguir, são apresentados os resultados de predição da curva V-t empregando-se os modelos computacionais para os métodos *DE*, *LPM CIGRÉ* e *LPM CIGRÉ Modificado*, obtidos para os diferentes arranjos isolantes investigados submetidos às tensões impulsivas, com forma de onda padronizada e não-padronizada do tipo pico simples.

3.1 Predição de curva Tensão *versus* Tempo para arranjo isolante de 15 kV submetido a tensão impulsiva padronizada

Para o ensaio de tensão suportável à impulso atmosférico aplicado ao arranjo isolante de 15 kV submetido à impulsos atmosféricos padronizados ($1,2 \times 50 \mu s$), foram obtidos os dados de ruptura (V_{break} , T_{break}) resumidos na Tabela 3.1. Os valores de V_{break} representam os valores de tensão disruptiva, enquanto que os valores de T_{break} representam os instantes de tempo de ocorrência de ruptura. Nesta tabela, são também apresentados os pontos (V_{break} , T_{break}) previstos pelo método *DE*, pelo *LPM CIGRÉ* e também pelo *LPM CIGRÉ Modificado*, desenvolvido neste trabalho. Por meio dos dados resumidos nesta tabela, é possível comparar

os resultados obtidos nos testes experimentais com os resultados obtidos nas simulações computacionais realizadas, tanto com o método DE e *LPM CIGRÉ*, quanto com o *LPM CIGRÉ* Modificado.

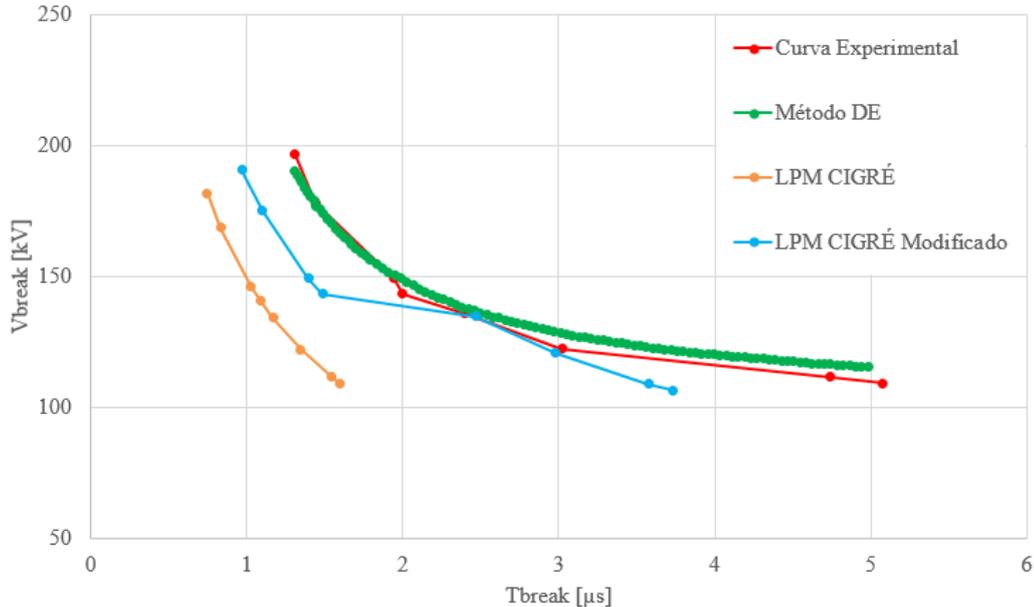
Tabela 3.1 – Resultados experimentais e computacionais empregando-se o *LPM CIGRÉ* e o *LPM CIGRÉ* Modificado para o arranjo isolante de 15 kV submetido à onda padrão de tensão.

Pontos (V,t)	Dados experimentais		Método <i>DE</i>		<i>LPM CIGRÉ</i>		<i>LPM CIGRÉ</i> Modificado	
	<i>Vbreak</i> [kV]	<i>Tbreak</i> [μs]	<i>Vbreak</i> [kV]	<i>Tbreak</i> [μs]	<i>Vbreak</i> [kV]	<i>Tbreak</i> [μs]	<i>Vbreak</i> [kV]	<i>Tbreak</i> [μs]
P1	109,2025	5,08	115,744	4,981	109,19	1,595	106,39	3,731
P2	111,5765	4,74	118,745	4,272	111,54	1,544	108,96	3,574
P3	122,4967	3,02	122,676	3,602	122,05	1,346	120,68	2,982
P4	135,7909	2,40	135,354	2,539	134,24	1,167	134,78	2,467
P5	143,3876	2,00	143,092	2,184	140,90	1,086	143,25	1,484
P6	149,5599	1,94	149,236	1,988	146,16	1,029	149,19	1,395
P7	178,0475	1,44	178,880	1,429	168,65	0,832	175,14	1,098
P8	196,5645	1,31	190,170	1,307	181,91	0,744	190,69	0,968

Fonte: Elaborada pelo autor.

Por sua vez, a Figura 3.8 apresenta um gráfico contendo as curvas V-t traçadas com os dados experimentais presentes na Tabela 3.1, e também com os resultados obtidos nas simulações utilizando os métodos de predição da suportabilidade elétrica. Vale esclarecer que a curva V-t prevista para o método *DE* tem um formato diferente das demais, visto que foi traçada exportando-se todos os pontos da curva plotada pela ferramenta *PLOTXY* do *ATPDraw*. Para as demais curvas, utilizou-se uma interpolação simples entre 8 pontos (*Vbreak*, *Tbreak*) previstos pelo *LPM*, com base em 8 pontos (V,t) selecionados a partir dos dados de disrupção registrados experimentalmente. O mesmo vale para as curvas Tensão *versus* Tempo dos demais casos que serão apresentados posteriormente.

Figura 3.8 - Curva V-t obtida experimentalmente e curvas V-t previstas pelos métodos DE, LPM CIGRÉ e LPM CIGRÉ Modificado para o arranjo de 15 kV com onda padrão de tensão.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Para este arranjo com isolador do tipo pino classe 15 kV, é possível concluir, a partir da análise dos resultados exibidos na Figura 3.8, que o *LPM CIGRÉ Modificado* foi capaz de prever uma curva V-t com ajuste mais preciso aos pontos (V,t) da curva V-t experimental quando comparado a curva V-t prevista pelo *LPM CIGRÉ* tradicional, tanto em relação aos valores de tensão disruptiva e instante de tempo de disrupção, quanto à sua capacidade de reproduzir a característica de suportabilidade elétrica do arranjo isolante definida pelo perfil da curva V-t experimental. Ao analisarmos a curva V-t prevista empregando-se o *LPM CIGRÉ*, pode-se perceber sua incapacidade em prever os tempos de disrupção para pontos (V_{break} , T_{break}) experimentais com tempos de disrupção superiores a 2 μ s. Tal propriedade demonstra que o *LPM CIGRÉ* é incapaz de reproduzir a característica elétrica integral descrita pela curva V-t experimental. Apesar da evidente capacidade do método *DE* em prever a curva V-t com ótima precisão quando comparado aos dados de disrupção experimentais, importa ressaltar que os resultados obtidos com o *LPM CIGRÉ Modificado*, desenvolvido neste trabalho, são bastante relevantes, especialmente para fins de projeto de isolamento elétrico em sistemas de distribuição de energia. Uma vez que o *LPM* é tradicionalmente empregado para estudos com sistemas de transmissão de energia elétrica, o aprimoramento desenvolvido neste trabalho e aplicado ao *LPM CIGRÉ* trouxe como resultado a capacidade deste método prever com maior precisão a característica de suportabilidade elétrica de isoladores de sistemas de distribuição de

energia, tornando-o apropriado para estudos de coordenação de isolamento e desempenho elétrico também em linhas de distribuição. Com exceção do ponto P4 (Tabela 3.1), onde o tempo de disrupção (T_{break}) da simulação é 0,067 μ s maior do que o experimental, em todos os outros pontos o tempo de disrupção encontrado pelo *LPM CIGRÉ* Modificado foi menor do que os valores registrados nos ensaios em laboratório. Portanto, no que tange ao projeto e dimensionamento de sistemas de isolamento elétrico, o projetista, ao utilizar o *LPM CIGRÉ* Modificado, estará optando por um projeto conservador quando comparado à curva V-t experimental, considerando uma boa margem de segurança no projeto de coordenação de isolamento ou de desempenho de linhas de distribuição perante sobretensões atmosféricas.

3.2 Predição de curvas Tensão *versus* Tempo para arranjo isolante de 15 kV, com cruzeta de 40 cm submetido a tensão impulsiva padronizada

Para o ensaio com arranjo isolante de 15 kV associado com cruzeta de fibra de vidro de 40 cm submetido a impulsos atmosféricos do tipo padrão (1,2 x 50 μ s) foram obtidos os resultados experimentais mostrados na Tabela 3.2, bem como os pontos (V_{break} , T_{break}) previstos empregando-se o método *DE*, o *LPM CIGRÉ* e o *LPM CIGRÉ* Modificado. Na Tabela 3.2, é possível comparar os dados de disrupção experimentais com os resultados de predição da curva V-t obtidos empregando-se os modelos computacionais desenvolvidos.

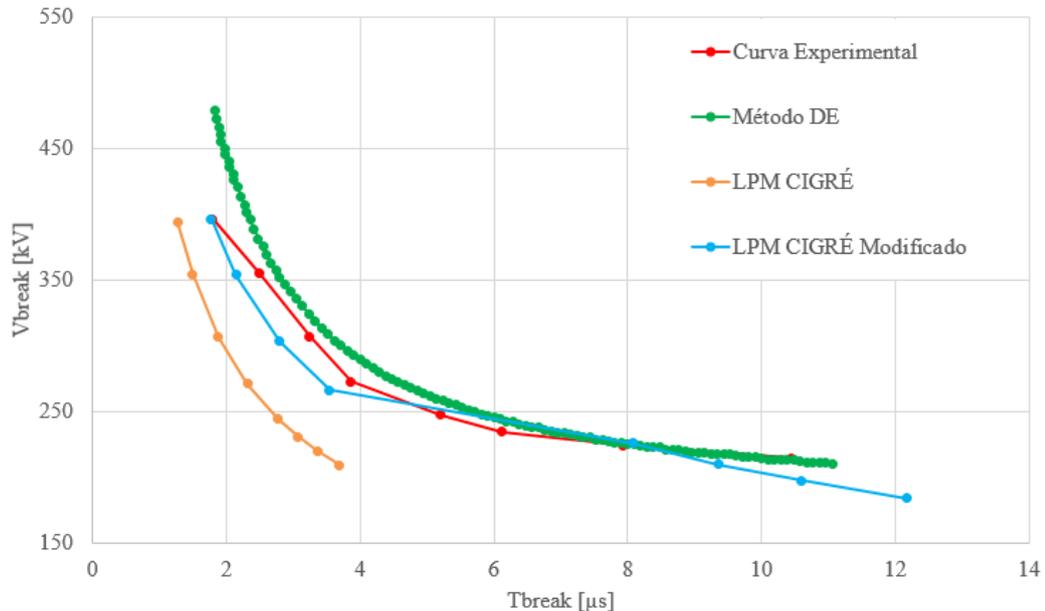
Tabela 3.2 – Pontos (V,t) obtidos experimentalmente e previstos empregando-se o *LPM CIGRÉ*, o *LPM CIGRÉ* Modificado e o método *DE* para os ensaios com arranjo isolante de 15 kV com cruzeta solicitado por onda padrão de tensão.

Pontos (V,t)	Dados experimentais		Método <i>DE</i>		<i>LPM CIGRÉ</i>		<i>LPM CIGRÉ</i> Modificado	
	V_{break} [kV]	T_{break} [μ s]	V_{break} [kV]	T_{break} [μ s]	V_{break} [kV]	T_{break} [μ s]	V_{break} [kV]	T_{break} [μ s]
P1	214,344	10,44	209,752	11,054	208,92	3,695	184,02	12,181
P2	224,380	7,92	224,332	8,193	219,79	3,361	197,23	10,603
P3	234,416	6,12	234,157	6,953	230,60	3,077	209,95	9,352
P4	247,320	5,20	247,786	5,809	244,40	2,771	225,77	8,081
P5	272,410	3,86	272,508	4,569	270,91	2,315	266,15	3,537
P6	307,059	3,24	308,957	3,521	306,79	1,880	303,32	2,791
P7	354,850	2,50	352,379	2,792	354,51	1,492	353,65	2,143
P8	396,668	1,79	479,159	1,821	394,11	1,267	396,59	1,776

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 3.9, são apresentadas as curvas V-t obtidas experimentalmente, e também por aplicação dos procedimentos de predição computacional da suportabilidade elétrica empregando-se o método *DE*, o *LPM CIGRÉ* e o *LPM CIGRÉ Modificado*.

Figura 3.9 – Curva V-t obtida experimentalmente e curvas V-t previstas pelos métodos *DE*, *LPM CIGRÉ* e *LPM CIGRÉ Modificado* para o arranjo de 15 kV com cruzeta e onda padrão.



Fonte: Elaborada pelo autor.

A análise deste caso é de fundamental importância para reforçar a qualidade do aprimoramento proposto neste trabalho para ser aplicado ao *LPM CIGRÉ*. Observa-se que a curva V-t prevista pelo *LPM CIGRÉ Modificado*, proposto neste trabalho, exibe maior ajuste ao perfil da curva V-t experimental, quando comparado ao resultado obtido no caso anterior. Novamente, a curva V-t prevista empregando o *LPM CIGRÉ Modificado* apresentou resultados significativamente melhores em relação àqueles obtidos por meio do *LPM CIGRÉ* tradicional. Por meio da análise dos pontos (V,t) previstos, pode-se verificar que em alguns pontos, especialmente aqueles com menores tempos de ruptura (*T_{break}*), o *LPM CIGRÉ Modificado* foi capaz de reproduzir os pontos (V,t) experimentais com maior precisão até mesmo do que os pontos (V,t) previstos pelo emprego do método *DE*, que tradicionalmente tem sido o método mais empregado para a predição da suportabilidade elétrica de isoladores em sistemas de distribuição de energia. Tal consideração reforça a afirmação de que o aprimoramento

implementado ao *LPM CIGRÉ* o tornou apropriado também para estudos de coordenação de isolamento e desempenho elétrico de linhas de distribuição de energia.

3.3 Predição de curvas Tensão *versus* Tempo para arranjo isolante de 15 kV, com cruzeta de 40 cm submetido a tensão impulsiva não-padronizada do tipo pico simples

A forma de onda de tensão não-padronizada empregada neste caso é baseada no perfil de sobretensão produzida pela corrente de descarga atmosférica com pico único, registrada por medições realizadas nas Estações do Morro do Cachimbo/MG e do Monte San Salvatore, na Suíça. Segundo os dados das medições, as formas de onda de tensão não-padronizada com pico simples foram produzidas por correntes de descarga de retorno reais (RODRIGUES *et al.*, 2017). Os ensaios e estudos com formas de onda de sobretensões reais refletem com exatidão as solicitações elétricas às quais os sistemas isolantes são submetidos durante sua operação. Este tipo de estudo proporciona resultados mais confiáveis a partir de estudos de coordenação de isolamento e de desempenho elétrico de linhas de transmissão, permitindo, conseqüentemente, o projeto de arranjos isolantes apropriados para a redução do número de interrupções nos sistemas elétricos causadas pelos efeitos da incidência de descargas atmosféricas.

Para o ensaio com arranjo isolante de 15 kV, associado com cruzeta de fibra de vidro de 40 cm, e submetido à impulsos atmosféricos não padronizados do tipo pico simples, com tempo de frente de 1,37 μ s e tempo de cauda de 40,1 μ s, foram obtidos os resultados experimentais apresentados na Tabela 3.3.

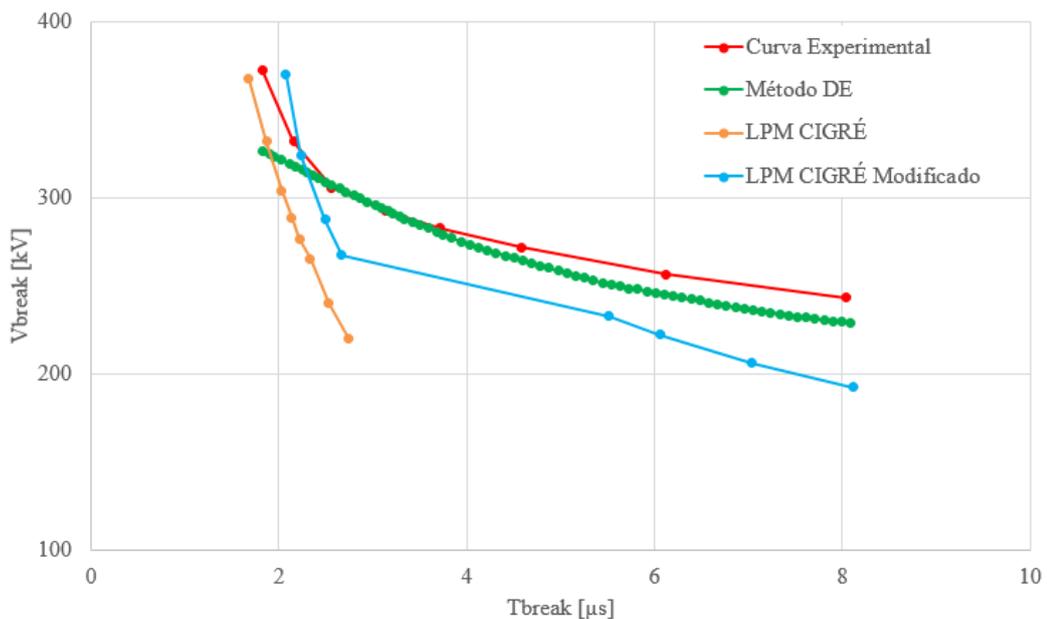
Tabela 3.3 – Pontos (V,t) obtidos experimentalmente e previstos empregando-se o *LPM CIGRÉ*, o *LPM CIGRÉ* Modificado e o método *DE* para os ensaios com arranjo isolante de 15 kV com cruzeta submetido a onda de tensão não-padronizada com pico simples.

Pontos (V,t)	Dados experimentais		Método <i>DE</i>		<i>LPM CIGRÉ</i>		<i>LPM CIGRÉ</i> Modificado	
	<i>V</i> _{break} [kV]	<i>T</i> _{break} [μs]						
P1	243,280	8,04	229,041	8,087	219,93	2,74	192,34	8,110
P2	256,462	6,12	257,273	5,067	240,13	2,53	206,03	7,036
P3	272,042	4,58	273,346	4,029	265,52	2,33	222,36	6,059
P4	282,828	3,72	282,619	3,589	276,92	2,22	232,95	5,516
P5	292,415	3,14	292,820	3,164	288,95	2,13	257,83	2,907
P6	305,598	2,56	305,493	2,645	304,37	2,03	278,26	2,698
P7	331,963	2,16	317,651	2,173	331,87	1,87	317,60	2,388
P8	372,709	1,82	326,409	1,827	367,53	1,68	370,10	2,075

Fonte: Elaborada pelo autor.

A Figura 3.10 apresenta um gráfico contendo as curvas traçadas com os dados experimentais e os resultados computacionais de predição das curvas *V-t*, presentes na Tabela 3.3.

Figura 3.10 - Curva *V-t* obtida experimentalmente e curvas *V-t* previstas pelos métodos *DE*, *LPM CIGRÉ* e *LPM CIGRÉ* Modificado para o arranjo de 15 kV com cruzeta e onda não padronizada com pico simples.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Para este caso, novamente o *LPM CIGRÉ* tradicional apresentou as mesmas limitações quanto à predição da suportabilidade elétrica observadas nos arranjos anteriores, onde todas as disrupções ocorreram em um curto intervalo de tempo, com uma diferença de aproximadamente 1 μ s entre os pontos P1 e P8, como pode ser notado por inspeção da Tabela 3.3. Esta constatação demonstra que o *LPM CIGRÉ* tradicional definitivamente não deve ser aplicado para predição da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes de sistemas de distribuição. Com a aplicação do método *LPM CIGRÉ* Modificado, pode-se notar um ajuste muito mais preciso em relação à curva experimental, especialmente no que se refere aos tempos de disrupção (*T_{break}*) e à reprodução integral do perfil da curva V-t. Bem como no primeiro arranjo apresentado neste capítulo, o método *DE* mostrou-se bastante consistente ao proporcionar novamente a capacidade de predição da curva V-t com ótimo ajuste aos dados de disrupção experimentais, apesar do fato de que, para disrupções com instantes de tempo inferiores a 2,5 μ s, a curva V-t prevista pelo *LPM CIGRÉ* Modificado proporcionou melhor ajuste à curva experimental se comparada à curva V-t prevista pelo método *DE*.

3.4 Considerações Finais

Este capítulo apresentou os resultados obtidos em estudos computacionais investigativos acerca do comportamento da suportabilidade elétrica de arranjos isolantes típicos de sistemas de distribuição de energia elétrica quando submetidos a sobretensões atmosféricas. Nestes estudos, foram utilizadas duas configurações de arranjos isolantes diferentes: uma somente com isolador do tipo pino, classe 15 kV, e outra composta pelo isolador de 15 kV associado à cruzeta de fibra de vidro de 40 cm.

Uma comparação relevante é a análise sobre a influência da presença da cruzeta de fibra de vidro nos arranjos isolantes. Através da avaliação dos dados experimentais das Tabelas 3.1 e 3.2, observa-se que o arranjo isolante de 15 kV com cruzeta de 40 cm apresenta valores de tensão disruptiva (*V_{break}*) expressivamente maiores em relação aos valores obtidos com o arranjo isolante sem cruzeta, apresentado na Seção 3.1. Considerando-se um valor de tempo de disrupção (*T_{break}*) de 2,5 μ s, por exemplo, observa-se que o arranjo isolante com cruzeta apresenta tensão disruptiva (*V_{break}*) de 354,85 kV. Para esse mesmo valor de *T_{break}*, por meio de interpolação linear dos tempos de disrupção do arranjo isolante sem cruzeta, o valor de *V_{break}* foi de aproximadamente 133,65 kV. Da mesma forma, para um *T_{break}* de 5,0 μ s, o arranjo com cruzeta apresenta um *V_{break}* de aproximadamente 250,12 kV, enquanto para o arranjo isolante sem cruzeta, a tensão disruptiva é de aproximadamente 109,76 kV. Em outras

palavras, a utilização da cruzeta de fibra de vidro provocou, nestes casos, um aumento de mais de 200% nos valores de tensão disruptiva necessários para a ocorrência do rompimento da isolação elétrica dos arranjos isolantes estudados.

Comparando-se os resultados apresentados pelos dados experimentais para arranjo isolante de 15 kV com cruzeta submetido às ondas de tensão impulsiva padronizada e tensão impulsiva do tipo pico simples, pode-se observar que a de pico simples, que representa sobretensões atmosféricas produzidas por correntes de retorno reais, apresenta disrupções com instantes de tempo e valores de tensão mais elevados. Por exemplo, no instante de tempo T_{break} igual à 6,12 μ s, a tensão de disrupção V_{break} para onda padrão foi de 234,42 kV, sendo que para pico simples, essa tensão foi igual à 256,45 kV. De maneira análoga, considerando um V_{break} de aproximadamente 272 kV, houve disrupção do isolamento com T_{break} igual à 3,86 μ s para onda padrão, e 4,58 μ s para tensão impulsiva do tipo pico simples. Portanto, nota-se que o arranjo isolante em questão tem uma maior suportabilidade às descargas atmosféricas reais, representadas por ondas de tensão impulsiva com pico simples quando comparada à curva V-t obtida empregando-se ondas de tensão impulsiva padronizada que são comumente empregadas em estudos de coordenação de isolamento. Para investigações nessa área de estudo, a qual exige um grau elevado de precisão, essas disparidades são importantes, uma vez que comprovam que os arranjos isolantes projetados considerando tradicionalmente a onda de tensão padrão também suportariam as solicitações dielétricas produzidos por sobretensões reais do tipo pico simples, por serem estas menos severas do que aquelas.

Outra análise possível é um comparativo, representado por desvios padrões, dos instantes de tempo de disrupção do método *DE*, do *LPM CIGRÉ* e do *LPM CIGRÉ Modificado*, em função dos instantes de tempo de disrupção obtidos nos ensaios realizados no LEAT-UFMG. Para isso, foram utilizados os dados presentes nas tabelas deste capítulo, obtendo-se os valores apresentados pela Tabela 3.4. Os desvios padrão foram calculados em relação à diferença entre o T_{break} obtido no respectivo método computacional utilizado e o T_{break} experimental, para cada um dos oito pontos representados nas tabelas anteriores.

Tabela 3.4 – Desvio padrão dos instantes de tempo de disrupção dos métodos computacionais utilizados em relação aos dados experimentais.

Arranjos Isolantes	Método <i>DE</i>	<i>LPM CIGRÉ</i>	<i>LPM CIGRÉ</i> Modificado
1 - Isolador de 15 kV, com tensão impulsiva padronizada	0,2028	1,0743	0,4473
2 - Isolador de 15 kV e cruzeta de 40 cm, com tensão impulsiva padronizada	0,2564	1,9596	1,2428
3 - Isolador de 15 kV e cruzeta de 40 cm, com tensão impulsiva não padronizada	0,3506	1,6961	0,6302

Fonte: Elaborada pelo autor.

Comparando-se o *LPM CIGRÉ* e o *LPM CIGRÉ* Modificado, é possível observar que o aprimoramento proposto por este trabalho reduziu consideravelmente a dispersão dos valores de instante de tempo de disrupção comparados aos dados experimentais, o que é demonstrado pela diminuição significativa dos valores de desvio padrão nos três casos apresentados. Da mesma forma que o método *DE* apresentou baixos níveis de dispersão, o *LPM CIGRÉ* Modificado também mostrou bons resultados, principalmente nos casos 1 e 3.

4 CONCLUSÕES

As redes de transmissão e distribuição de energia elétrica estão constantemente expostas a sobretensões causadas por descargas atmosféricas e um dos principais desafios das concessionárias de energia tem sido investigar os desligamentos causados por este fenômeno. Diante dos prejuízos financeiros e operacionais causados por essas interrupções, torna-se indispensável o estudo da suportabilidade dos arranjos isolantes empregados nos sistemas elétricos. A fim de mitigar tais danos, é importante que esses estudos considerem as características físicas do ambiente eletromagnético de formação e ocorrência das descargas atmosféricas, empregando formas de onda que representam fielmente as sobretensões de natureza atmosférica (PIANTINI, 2008).

Para a realização dos estudos de suportabilidade elétrica de arranjos isolantes, além de ensaios laboratoriais aplicando impulsos de tensão em isoladores tipicamente empregados em sistemas elétricos, são utilizados modelos eletromagnéticos para a obtenção da curva V-t, que relaciona o valor da tensão no instante em que houve a disrupção e o intervalo de tempo durante o qual o arranjo isolante estudado esteve submetido a esse nível de tensão. Neste sentido, destacam-se o Método do Efeito Disruptivo (Método *DE*) e o Modelo de Progressão de Líder (*LPM*), que possibilitam realizar a predição da suportabilidade elétrica de um determinado arranjo isolante, considerando seus parâmetros construtivos e a forma de onda da tensão impulsiva empregada (DARVENIZA, 1988).

Apesar da grande relevância do *LPM*, que é fundamentado na física do processo de disrupção, não foram encontradas referências bibliográficas com a utilização deste modelo nos estudos de coordenação de isolamento em arranjos tipicamente empregados em sistemas de distribuição de energia elétrica, sendo amplamente utilizado o método *DE* para estes casos (BRAZ *et al.*, 2014; GOMES *et al.*, 2015; DATSIOS e MIKROPOULOS, 2016). À vista disso, este trabalho propôs um modelo de *LPM* Modificado, baseado no *LPM CIGRÉ* e utilizando a linguagem *MODELS* do *software ATPDraw*, que apresenta ajustes de modo a viabilizar sua aplicação em isoladores típicos de linhas de distribuição energia.

Para a realização dos estudos computacionais sobre a suportabilidade elétrica em linhas de distribuição de energia, foram utilizadas duas configurações de arranjos isolantes, sendo uma somente com isolador do tipo pino, classe 15 kV, submetido à tensão impulsiva padronizada, e outra composta pelo isolador de 15 kV associado à cruzeta de fibra de vidro de 40 cm, submetido tanto a tensão impulsiva padronizada, como a não-padronizada do tipo pico simples.

A fim de analisar a eficiência do *LPM CIGRÉ* Modificado, comparou-se os resultados obtidos experimentalmente em estudos laboratoriais com os resultados de simulações computacionais empregando o método *DE* e o *LPM CIGRÉ* tradicional. Neste sentido, o modelo proposto por este trabalho apresentou ajustes significativamente melhores à curva V-t experimental em comparação aos resultados obtidos empregando o *LPM CIGRÉ* tradicional, para todas as configurações investigadas. Comparando-se ao método *DE*, este sendo o mais empregado em estudos de coordenação de isolamento para sistemas de distribuição de energia elétrica, o *LPM CIGRÉ* Modificado demonstrou resultados satisfatórios, inclusive apresentando melhor ajuste à curva V-t experimental em determinados pontos. Apesar de, no geral, as curvas V-t previstas pelo método *DE* aparentarem ajustes mais fiéis às curvas experimentais quando comparadas ao *LPM CIGRÉ* Modificado, o fato de o *LPM* ser baseado na física do processo de disrupção, não sendo, portanto, um método estatístico como o *DE*, justifica o desenvolvimento de mais estudos sobre sua aplicabilidade na coordenação de isolamento de linhas de distribuição de energia elétrica.

4.1 Propostas para trabalhos futuros

- i. Estudos experimentais sobre os valores dos parâmetros k_L e E_0 para o emprego do *LPM CIGRÉ* Modificado em arranjos isolantes tipicamente empregados em sistemas de distribuição de energia elétrica.
- ii. Realização de estudos sobre a aplicabilidade do *LPM CIGRÉ* Modificado para a análise da influência de sobrecargas atmosféricas do tipo pico duplo em arranjos isolantes típicos de sistemas de distribuição de energia.
- iii. Avaliação do uso do *LPM CIGRÉ* Modificado no estudo da suportabilidade elétrica de diferentes configurações para arranjos isolantes empregados em linhas de distribuição de energia elétrica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AKOPIAN, A.A.; LARIONOV, V.P.; TOROSIAN, A.S. *Sur les tensions de décharge par choc à travers un isolement à haute tension en fonction de la forme de l'onde de tension*, CIGRÉ Paper No. 411, 1954.

ANCAJIMA, A., CARRUS, A., CINIERI, E., MAZZETTI, C. *Optimal selection of disruptive effect models parameters for the reproduction of MV insulators volt-time characteristics under standard and non-standard lightning impulses*, in Power Tech Conf., Lausanne, Switzerland, 2007, pp. 760-765.

BERGER K.; ANDERSON, R. B.; KRONINGER, H. *Parameter of lightning flashes*. Revista Electra. v.41, pp. 23-37. 1975.

BRAZ, Celso P. **Avaliação do comportamento dielétrico de isoladores de distribuição de média tensão frente a impulsos atmosféricos não normalizados**. EP/FEA/IEE/IF – USP. São Paulo, 2011.

BRAZ, C. P., PIANTINI, A., SHIGIHARA, M., RAMOS, M. C. E. S.: *Analysis of different procedures for the application of the Disruptive Effect Model to distribution insulators subject to short tail lightning impulses*, Electric Power Systems Research, vol. 113, pp. 165-170, 2014.

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.

CHOWDHURI, P. *et al.*, **Parameters of lightning strokes: a review**, in IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 20, no. 1, pp. 346-358, Jan. 2005, doi: 10.1109/TPWRD.2004.835039.

CIGRÉ. *Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines*. Paris: CIGRÉ, Brochure n° 63, 1991.

CUNHA, Leandro Veloso. **Desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas: influência do efeito corona na ruptura a meio de vão**. Centro de Pesquisas e Desenvolvimento em Engenharia Elétrica (CPDEE) – Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), 2010.

DARVENIZA, M.; VLASTOS, A. E. *The generalized integration method for predicting impulse volt-time characteristics for non-standard wave shapes - a theoretical basis*, Electrical Insulation, IEEE Transactions on, v. 23, n. Issue 3, p. 373-381, June 1988. ISSN 0018-9367. DOI 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.

DE CONTI, A.; VISACRO S. *Analytical representation of single- and double- peaked lightning current waveforms*. Electromagnetic Compatibility, IEEE Transactions on, Vol. 04, Nº 02 2007. pp.: 448-457.

DE CONTI, A. *et al. Calculation of lightning flashovers on distribution lines*. XI SIPDA - International Symposim on Lightning Protection. Fortaleza: [s.n.]. 2011. p. 205-210.

ELAT - Grupo de Eletricidade Atmosférica. **Nova rede de dados revela aumento da média anual de raios no Brasil e densidades de descargas com maior precisão para estados e municípios**. Release ELAT Nº 40, 25 de setembro de 2017. Acesso em: 29 de abril de 2019. Disponível em: <http://www.inpe.br/webelat/homepage/menu/noticias/release.php?id=72>.

ELAT - Grupo de Eletricidade Atmosférica. **Sistema Elétrico**. INPE/ELAT, 2009. Acesso em: 29 de abril de 2019. Disponível em: <http://www.inpe.br/webelat/homepage/menu/infor/relampagos.e.efeitos/sistema.eletrico.php>

FILIPOVIC-GRCIC, D.; FILIPOVIC-GRCIC, B.; BREZAK, D.; UGLESIC, I.; TOKIC, A. *Leader progression model application for calculation of lightning critical flashover voltage of overhead transmission line insulators*. 2012 International Conference on Lightning Protection (ICLP), 2012.

GOMES, R. M., LIMA, G. S., DE CONTI, A., SILVEIRA, F. H., VISACRO, S., SOUZA, W. A., & LIMA, J. L. C. *Volt-time curve measurements of 15-kV distribution line polymeric insulators and estimation of DE parameters*. In Proceedings of the 2015 Asia-Pacific International Conference on Lightning (APL), 2015 (pp. 937-941).

HEIDLER, F.; CVETIC, J. M.; STANIC, B. V. *Calculation of lightning current parameters*. IEEE Transactions on Power Delivery. v. 14. n. 2, April. 1999.

HILEMAN, Andrew R. *Insulation Coordination for Power Systems*. Taylor & Francis Group, New York, 1999.

IEEE 1243-1997 – *IEEE Guide for improving the lightning performance of transmission lines*. IEEE - THE INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. New York, United States of America, June 1997.

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.; ZAENGL, W.S.; KUFFEL, J. *High Voltage Engineering – Fundamentals*. 2^a edição, Newnes, 2000. ISBN: 0-7506-3634-3.

MILLER, D. B. *et al. The effects of steep-front, short duration impulses on power distribution components*. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 5, April 1990. pp. 708-715.

MIRRA, C.; PORRINO, A.; ARDITO, A.; NUCCI, C.A. *Lightning overvoltages in low voltage networks*. 14th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution (CIRED 1997 - Distributing Power for the Millennium), 1997.

MOTOYAMA, H. *Experimental study and analysis of breakdown characteristics of long air gaps with short tail lightning impulse*, IEEE Trans. Power Deliv. 11 (2) (1996) 972–979.

PIANTINI, A. *Lightning protection of overhead power distribution lines*. 29^a International Conference on Lightning Protection. June. 2008. Upssala. Sweden.

PIGINI, A.; RIZZI, 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 Trans. Power Deliv. 4 (2) (1989) 1379–1392.

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

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, 28(2), 259-270, 2017.

SHINDO, T.; SUZUKI, T. *A new calculation method of breakdown voltage–time characteristics of long air gaps*, IEEE Trans. Power Apparatus Syst. PAS-104 (6) (1985) 1556–1563.

SILVEIRA, F. H.; DE CONTI, A.; VISACRO, S. *Lightning overvoltage due to first strokes considering a realistic current representation*. Electromagnetic Compability, IEEE Transactions on, VOL. 52, n. NO. 4, 20 Março 2010. pp.929 - 935. ISSN: 0018-9375. DOI: 10.1109/TEMPC.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.

VISACRO, S. *A representative curve for lightning current waveshape of first negative stroke*. Journal of Geophysical Research, vol. 31, 2004. DOI 10.1029/2003.

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.

VISACRO, S. F., DE CONTI, A. R., PEREIRA, C. S., SILVEIRA, F. H., DUARTE, J. V. P. **Proteção de Redes Elétricas de Baixa Tensão Contra Descargas Atmosféricas**. II CITENEL – Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica. ANEEL-Agência Nacional de Energia Elétrica. Salvador. 2003.

WAGNER, C.F.; HILEMAN, A.R. *Mechanism of breakdown of laboratory gaps*, Trans. AIEE Part III. Power Apparatus Syst. 80 (3) (1961) 604–618.

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.

WITZKE, R. L., BLISS, T. J.: *Surge protection or cable-connected equipment*, Trans. AIEE, vol. 69, no. 1, pp. 527-542, Janeiro, 1950a.

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. Fevereiro, 1950b.