## UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENERGIA EP/FEA/IEE/IF

CELSO PEREIRA BRAZ

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DIELÉTRICO DE ISOLADORES DE DISTRIBUIÇÃO DE MÉDIA TENSÃO FRENTE A IMPULSOS ATMOSFÉRICOS NÃO NORMALIZADOS

> São Paulo 2011

### CELSO PEREIRA BRAZ

### AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DIELÉTRICO DE ISOLADORES DE DISTRIBUIÇÃO DE MÉDIA TENSÃO FRENTE A IMPULSOS ATMOSFÉRICOS NÃO NORMALIZADOS

Tese apresentada ao Programa de Pós Graduação em Energia da Universidade de São Paulo (Escola Politécnica / Faculdade de Economia e Administração / Instituto de Eletrotécnica e Energia / Instituto de Física) para obtenção do título de Doutor em Ciências

Orientação: Prof. Dr. Alexandre Piantini

São Paulo 2011

## AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

### FICHA CATALOGRÁFICA



## FOLHA DE APROVAÇÃO

A Melissa, ao Vinícius e à Marina

#### AGRADECIMENTOS

Agradeço ao amigo e orientador Prof. Dr. Alexandre Piantini pela parceria na execução desse trabalho, pela contribuição técnica, pela concepção da idéia e principalmente pelo incentivo nos momentos mais difíceis.

Ao amigo Clóvis Kodaira, pelas discussões e participação na concepção dos circuitos de ensaios utilizados nesse trabalho.

Ao eng. Francisco Kameyama pela revisão do texto, pelas sugestões e incentivo.

A todo o pessoal do Laboratório de Alta Tensão do IEE / USP, Cleber, Jair, Johny, Milton, Paulo Marcos e Welson pela colaboração na concepção e realização dos ensaios.

Ao matemático Rogério Masaro pela participação na elaboração do programa computacional para análise dos resultados.

Aos amigos Acácio, Paulo e Thaís pela colaboração nas diversas fases do trabalho.

As meninas da biblioteca, em especial a Fátima, a Penha e a Lourdes pelo auxílio nas pesquisas bibliográficas e na adequação das referências e figuras de acordo com as regras da USP.

Ao Instituto de Eletrotécnica e Energia da Universidade de São Paulo que propiciou condições para o desenvolvimento desse trabalho.

A AES-SUL, em especial aos engs. Édson Luis Batista e Juliana Izabel Lara Uchôa pelo apoio.

Aos Meus pais, Antônio e Anna pelas orações, pelo incentivo e por entenderem a minha falta de tempo em vários momentos.

A Melissa pelo incentivo, apoio, dedicação e pela compreensão da ausência; e ao Vinícius que mesmo tão novo soube entender a importância desse trabalho.

Finalmente agradeço a Quem sempre está comigo e se mostra nos momentos mais difíceis: Deus.

"Existem questões a cuja resposta eu daria um valor infinitamente maior do que às matemáticas, por exemplo, questões sobre ética, sobre nosso relacionamento com Deus, sobre nosso destino e nosso futuro. "

Karl Friedrich Gauss (1777-1855), matemático e físico.

#### RESUMO

BRAZ, C. P. Avaliação do comportamento dielétrico de isoladores de distribuição de média tensão frente a impulsos atmosféricos não normalizados. 2011. 126 f. Tese (Doutorado em Ciências) - Programa de Pós-Graduação em Energia. da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

As linhas de distribuição de energia estão freqüentemente expostas a sobretensões causadas por descargas atmosféricas diretas e indiretas. As formas de onda dessas sobretensões têm uma faixa de variação muito ampla e podem diferir bastante do impulso atmosférico normalizado utilizado em ensaios para verificação da adequação dos projetos das isolações dos equipamentos frente a sobretensões atmosféricas  $(1, 2/50 \,\mu s)$ . É fato conhecido que a suportabilidade das isolações depende não só da amplitude como da forma de onda das solicitações. Diferentes modelos têm sido propostos para se estimar o desempenho das isolações frente a impulsos não normalizados, sendo o modelo do efeito disruptivo ("disruptive effect model") um dos mais utilizados. Existem, contudo, diferentes métodos de aplicação desse modelo, ou seja, diferentes formas de se estimar os parâmetros necessários para a sua aplicação. Este trabalho visa avaliar o comportamento dielétrico de isoladores de média tensão e analisar os principais métodos para estimativa da suportabilidade desses equipamentos frente a sobretensões atmosféricas com formas de onda diferentes da normalizada. Para essa avaliação foram realizados ensaios em um isolador tipo pino, de porcelana, com tensão nominal de 15 kV, nos quais foram utilizadas, além do impulso atmosférico normalizado, outras ondas selecionadas com base em resultados de medição e de cálculo. Modificações realizadas no circuito de um gerador de impulsos de alta tensão convencional permitiram a geração de tensões com formas de onda bastante semelhantes às de sobretensões induzidas por descargas atmosféricas tanto em linhas de tamanho natural como em experimentos realizados com modelo reduzido. São apresentados e discutidos os resultados dos ensaios de tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % e as curvas tensãotempo (U x t) obtidas para cada impulso, considerando ambas as polaridades. A avaliação dos métodos de aplicação do modelo do efeito disruptivo foi realizada com base em comparações entre as curvas tensão-tempo obtidas nos ensaios e as curvas previstas por cada modelo, para cada uma das ondas selecionadas.

Palavras-Chave: impulso atmosférico, isoladores elétricos, linhas de distribuição, modelo do efeito disruptivo, ondas não normalizadas, sobretensões atmosféricas.

#### ABSTRACT

BRAZ, C. P. Analysis of the dielectric behavior of medium voltage insulators under nonstandard lightning impulse voltages. 2011. xxx f. Doctorate Thesis. Graduate Program on Energy, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011.

Overhead distribution lines are often exposed to lightning overvoltages, whose waveshapes vary widely and can differ substantially from the standard impulse voltage waveshape used to test electric equipment insulation against lightning surges  $(1.2 / 50 \,\mu\text{s}$  wave). It is well known that the voltage withstand capability of insulation depends not only on the amplitude but also on the voltage waveshape. Different models have been proposed for predicting the strength of insulation subjected to impulses of non-standard waveshapes. One of the most commonly used is the "disruptive effect model". There are, however, different methods of applying this model, that is, different ways of estimating the parameters needed for its application. This thesis aims at evaluating the dielectric behavior of medium voltage insulators subjected to impulses of non-standard waveshapes, as well as at evaluating the main methods for predicting their dielectric strength against such impulses. For the analysis, tests were performed on a pin type porcelain insulator with rated voltage of 15 kV, using, besides the standard lightning impulse voltage waveshape, other s waveshapes selected based on the characteristics of measured and calculated lightning overvoltages. Modifications made to the circuit of a conventional impulse voltage generator allowed to obtain voltage waveshapes very similar to those of lightning-induced voltages measured in experiments conducted both in lines of natural size and in reduced model. The test results relative to the critical lightning impulse flashover voltage  $(U_{50})$  and the volt-time characteristics obtained for the positive and negative polarities of each waveshape are presented and discussed. The evaluation of the methods of determining the parameters of the disruptive effect model was based on comparisons between the volt-time curves obtained from the laboratory tests and those predicted by each method, for each of the selected voltage waveshapes.

Keywords: disruptive effect model, lightning impulse voltages, lightning overvoltages, nonstandard waveshapes, power distribution insulators, power distribution lines.

## LISTA DE SÍMBOLOS

Ait(x,t)	vetor potencial associado à corrente que se propaga através do objeto atingido
	por uma descarga
Ai(x,t)	vetor potencial associado à corrente que se propaga através do canal de
	descarga
b	pressão atmosférica
$b_0$	pressão atmosférica de referência (101,3 kPa ou 1013 mbar)
C <sub>1</sub>	capacitor de descarga
$C_2$	carga capacitiva
C'2	capacitor de carga
d	distância entre linha e canal da descarga
d'	é a menor distância de arco, em m
DE	efeito disruptive
ERM	"Extended Rusck Model"
dx	distância percorrida por uma descarga entre dois eletrodos
g	parâmetro utilizado para o cálculo dos fatores de correção da tensão em função
	das condições atmosféricas
G	centelhador
h	altura da linha
h'	umidade absoluta
hg	altura do cabo guarda
Ι	amplitude da corrente de descarga
I <sub>0</sub>	amplitude da corrente no canal da descarga atmosférica
K	constante que depende da geometria de um centelhador, do mecanismo da
	descarga e da polaridade da tensão aplicada, mas independe do tempo, no
	modelo proposto por Kind (28 apud 37)
k	parâmetro, função de n
k'	parâmetro, utilizado para determinar o fator de correção da umidade, que
	depende do tipo da tensão de ensaio
k <sub>t</sub>	fator de correção total devido as condições atmosféricas
k <sub>1</sub>	fator para correção da densidade do ar
$K_1$	constante utilizada no modelo do efeito disruptivo
<b>k</b> <sub>2</sub>	fator de correção para a umidade

$K_2$	constante utilizada no modelo do efeito disruptivo
LT	linha de transmissão
m	expoente para correção da densidade do ar
MT	média tensão
n	expoente da Função de Heidler (assume valores de 2 a 10)
n'	número de observações para uma distribuição normal
$O_1$	origem virtual
Р	corresponde à população de U maior que $U_0$
PR	pára-raios
R	resistor
R <sub>g</sub>	resistência de terra
<b>R</b> <sub>1</sub>	resistor de frente ou de amortecimento
$R_2$	resistor de cauda ou de descarga
<b>R'</b> 1	resistor interno de frente
R'2	resistor interno de cauda
R"1	resistor externo de frente
R"2	resistor externo de cauda
S	desvio padrão
t	tempo
Т	temperatura
ta	tempo de atraso da formação da coluna de descarga
t <sub>b</sub>	tempo de início da disrupção
T <sub>B</sub>	soma dos tempos das diferentes fases do processo de descarga: $T_{i} + T_{S} + T_{l} \label{eq:soma_soma_source}$
t <sub>bM</sub>	maior tempo de corte no ensaio de U x t
t <sub>boi</sub>	diferença de tempo quando os semi ciclos consecutivos da forma de onda
	cruzam o valor $U_0$
T <sub>c</sub>	tempo de corte
t <sub>c</sub>	tempo de cauda da corrente de descarga
T <sub>d</sub>	tempo até a descarga
t <sub>f</sub>	tempo de frente da corrente de descarga
T <sub>i</sub>	tempo de início de corona
$T_1$	tempo de propagação do líder
t <sub>pr</sub>	tempo estimado pelo cálculo de DE* do fim para o início a partir do instante da
	disrupção

Ts	tempo de duração do "streamer"
ts	tempo de atraso estatístico
t <sub>0</sub>	tempo imediatamente após a tensão exceder $U_0$
$T_0$	temperatura de referência (20 °C)
t <sub>1</sub>	tempo no qual a tensão aplicada excede o nível crítico de tensão
$T_1$	tempo de frente
T <sub>1</sub> ,	tempo de frente efetivo do impulso de tensão
T <sub>2</sub>	tempo até o meio valor ou tempo de cauda
U	tensão
U <sub>b</sub>	nível crítico de tensão
U <sub>b</sub>	valor de $U_{50}$ (medida ou estimada) nas condições atmosféricas reais
U <sub>B</sub>	máxima tensão antes da disrupção
U <sub>FO</sub>	tensão que causa disrupção na equação proposta por Darveniza, Popolanki e
	Whitehead (54)
$U_i$	valor de crista de tensão no ensaio de níveis múltiplos
U(t)	tensão aplicada em função do tempo
u(t <sub>bM</sub> )	o valor da tensão de impulso no instante $t_{bM}$
U x t	curva tensão - tempo para impulsos com forma presumida constante
u(x,t)	velocidade com a qual a extremidade de uma descarga avança entre dois
	eletrodos
$\mathrm{U}_0$	constante utilizada no modelo do efeito disruptivo (igual a $K_1$ )
$U_1$	primeiro nível de tensão no ensaio de tensão disruptiva de impulso atmosférico
	a 50%, método dos níveis múltiplos
U <sub>1</sub> (t)	tensão de ensaio para onda completa
$U_1(x,t)$	potencial escalar induzido
$U_2$	segundo nível de tensão no ensaio de tensão disruptiva de impulso atmosférico
	a 50%, método dos níveis múltiplos
U <sub>2</sub> (t)	tensão de ensaio para onda cortada
$U_3$	terceiro nível de tensão no ensaio de tensão disruptiva de impulso atmosférico
	a 50%, método dos níveis múltiplos
U <sub>3</sub> (t)	tensão de ensaio para frente de onda
$U_4$	quarto nível de tensão no ensaio de tensão disruptiva de impulso atmosférico a
	50%, método dos níveis múltiplos

$U_5$	quinto nível de tensão no ensaio de tensão disruptiva de impulso atmosférico a
	50%, método dos níveis múltiplos
U <sub>50</sub>	tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 %
U <sub>90</sub>	tensão que provoca disrupção em 90 % das aplicações
U/I	tensão corrente
V	velocidade
W	expoente utilizado para determinar o fator de correção da umidade
W	comprimento de um isolador (m)
$x_g$	distância entre pontos de aterramento adjacentes
ZnO	óxido de zinco
α	constante a ser determinada a partir de dois pontos no ensaio de U x t
$\alpha_1$	primeira raiz da equação de 2º grau
α <sub>2</sub>	segunda raiz da equação de 2º grau
γ	intervalo de confiança
δ	umidade relativa do ar
v	graus de liberdade
$\sigma_{\mathrm{DE}}$	desvio padrão do efeito disruptivo calculados através de dados do ensaio de
	U x t
σ*	desvio padrão corrigido
$ au_1$	constante de tempo da frente na Função de Heidler
$ au_2$	constante de tempo de cauda na Função de Heidler
η	fator de correção da amplitude na Função de Heidler

# SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	10
1.1 Objetivo	12
1.2 Estrutura do Trabalho	13
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	14
3. SOBRETENSÕES ATMOSFÉRICAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO	36
3.1 Descargas Diretas	
3.2 Descargas Indiretas	38
4. COMPORTAMENTO DE ISOLADORES FRENTE A TENSÕES IMPULSIVAS	
NÃO NORMALIZADAS - TENSÃO DISRUPTIVA DE IMPULSO	
ATMOSFÉRICO A 50 %	60
4.1 Geração de Altas Tensões Impulsivas	60
4.2 Ensaios	66
4.2.1 Tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 %	66
4.2.2 Determinação da Curva Tensão - Tempo para Impulsos de Forma Presumida	
Constante	67
4.2.3 Fatores de Correção devido às Condições Atmosféricas	68
4.3 Tensão Disruptiva de Impulso Atmosférico a 50 % - Resultados e Análise	71
5. AVALIAÇÃO DOS MÉTODOS DE APLICAÇÃO DO MODELO DO EFEITO	
DISRUPTIVO	82
5.1 Formas de Onda Selecionadas e Curvas U x t	82
5.2 Métodos de Aplicação do Modelo do Efeito Disruptivo	90
5.2.1 Métodos para Determinação dos Parâmetros K <sub>1</sub> e K <sub>2</sub>	90
5.2.2 Resultados e Análise	94
6. CONCLUSÕES	111
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	115

#### 1 INTRODUÇÃO

As linhas de transmissão e distribuição de energia elétrica são freqüentemente sujeitas a sobretensões, as quais podem ser classificadas, em função de suas formas de onda, em temporárias, de manobra ou atmosféricas.

Para se avaliar o desempenho dessas linhas em relação às duas últimas são utilizados, basicamente, dois impulsos com forma normalizada: de manobra e atmosférico.

O impulso de manobra é representado por uma onda que atinge o seu valor máximo em  $250 \ \mu s$  (tempo de frente) e decai à metade do seu valor em  $2500 \ \mu s$  (tempo até o meio valor ou tempo de cauda). Para impulso atmosférico o tempo de frente é de 1,2  $\mu s$  e o tempo até o meio valor é de 50  $\mu s$ .

Desde os anos 30, a avaliação do desempenho das isolações frente a sobretensões atmosféricas é feita através de ensaios com o impulso atmosférico normalizado (1,2/50). Essa onda é caracterizada pela sua amplitude, que depende da classe de tensão do equipamento, e dos seus tempos de frente  $(1,2 \ \mu s)$  e de cauda  $(50 \ \mu s) (1), (2)$ .

Hoje já se tem um conhecimento razoável sobre as formas de onda de sobretensões atmosféricas às quais estão sujeitos os sistemas elétricos. O Instituto de Eletrotécnica e Energia da USP (IEE / USP), através do Centro de Estudos em Descargas Atmosféricas e Alta Tensão (CENDAT), possui uma linha experimental para estudo das sobretensões induzidas por descargas atmosféricas. Em vários anos de coleta de dados, há um número significativo de registros de ocorrências de sobretensões nessa linha (1-3). Adicionalmente, vários estudos a respeito de sobretensões induzidas em linhas de distribuição de energia foram desenvolvidos pelo grupo, através de um modelo em escala reduzida (4-10). Medições de sobretensões em linhas de distribuição têm sido também realizadas por outros grupos de pesquisa (11-14).

Diversos estudos teóricos e experimentais foram e continuam a ser realizados com o objetivo de se conhecer as características dos surtos decorrentes tanto de descargas diretas como indiretas (próximas à linha) (3 -15). Tais sobretensões podem, em muitos casos, apresentar formas de onda bastante diferentes da normalizada. Em especial, as tensões induzidas por descargas indiretas normalmente apresentam tempos de cauda bem inferiores a 50  $\mu$ s (4 -20). Além disso, medições utilizando modelos em escala reduzida indicam que em determinadas situações as tensões induzidas podem apresentar forte característica oscilatória (14), (21-23).

As tensões induzidas em redes urbanas (notadamente as tensões fase-neutro) apresentam em geral frentes ríspidas e comportamento oscilatório, sendo a freqüência de oscilação definida principalmente pelas distâncias entre pára-raios e pela posição da descarga em relação à linha (22), (23).

A avaliação do comportamento das isolações quando submetidas a surtos com formas diferentes da normalizada é de fundamental importância para se estimar o desempenho das redes de distribuição de energia frente a descargas atmosféricas. De acordo com o guia IEEE Std. 1410 (24), a suportabilidade da linha frente a sobretensões induzidas por descargas indiretas é 50 % superior ao valor correspondente à onda 1,2 / 50 µs. Tal suposição está relacionada ao fato das tensões induzidas se caracterizarem por decaimentos mais acentuados em relação à onda normalizada. Entretanto, dada a grande variação das formas de onda das sobretensões atmosféricas, em termos tanto de tempo de frente como de cauda, necessário se faz estudar o comportamento das isolações considerando as várias combinações possíveis entre esses parâmetros. O conhecimento do modo como os equipamentos, particularmente os isoladores, se comportam frente a solicitações impulsivas com diferentes características, é essencial para uma estimativa da avaliação do desempenho de linhas frente a descargas atmosféricas mais próximas da realidade.

É óbvio que não é possível testar as isolações para todas as formas de onda às quais elas podem ser submetidas. Por isso alguns modelos foram propostos para a avaliação da suportabilidade das isolações frente a sobretensões com formas de onda diferentes da normalizada. O método de integração (ou modelo do efeito disruptivo), proposto por Witzke e Bliss em 1950 (25, 26) e posteriormente modificado por outros pesquisadores (27-30), foi a primeira tentativa de avaliar a disrupção a partir de uma determinada forma de impulso. Em (31, 32) são também considerados os seguintes métodos:

- métodos que modelam diretamente o fenômeno de descarga;

 métodos que usam a característica tensão x tempo (curva U x t) diretamente enquanto o impulso é similar ao normalizado.

A curva U x t para impulsos com forma prospectiva constante é a curva que relaciona a tensão disruptiva e o tempo até a descarga de um objeto ensaiado, que pode ocorrer na frente, na crista ou na cauda. A curva U x t é obtida mantendo-se a forma de onda constante e variando-se a amplitude.

Essas duas categorias, no entanto, foram desenvolvidas com base em estudos realizados para o caso de grandes espaçamentos, utilizados em sistemas de transmissão.

Com relação à estimativa da suportabilidade das isolações de equipamentos de sistemas de distribuição, alguns pesquisadores (33-36) têm utilizado o método do efeito disruptivo, o qual, entretanto não se aplica ao caso de ondas bipolares.

Como as linhas de distribuição são muito afetadas pelas sobretensões atmosféricas, em especial pelas descargas indiretas, que ocorrem com freqüência muito maior que as descargas diretas, verifica-se claramente a necessidade de investigar sistematicamente o comportamento das isolações frente a sobretensões com formas de onda diferentes da normalizada.

#### 1.1 Objetivo

O objetivo geral desse trabalho é avaliar, por meio de estudos teóricos e experimentais, o comportamento dielétrico de isoladores de sistemas de distribuição de energia de média tensão e a análise dos principais métodos para estimativa de sua suportabilidade frente a sobretensões atmosféricas com formas de onda diferentes da normalizada.

Os principais objetivos específicos são:

 verificar a validade do valor adotado pelo guia IEEE Std. 1410 para a tensão crítica de descarga disruptiva de linhas de distribuição frente a sobretensões induzidas por descargas atmosféricas;

- analisar comparativamente os diferentes métodos aplicação do modelo do efeito disruptivo, considerando formas de ondas representativas de sobretensões atmosféricas;

 - obter parâmetros necessários para a aplicação do modelo disruptivo de acordo com os diferentes métodos, tendo em vista a avaliação do desempenho de redes de distribuição frente a descargas atmosféricas.

#### 1.2 Estrutura do Trabalho

O trabalho está dividido em seis capítulos.

O Capítulo 2 diz respeito à revisão bibliográfica, sendo descritos trabalhos sobre o comportamento das isolações frente a tensões impulsivas com formas de onda diferentes da normalizada, assim como os principais modelos existentes para a avaliação da suportabilidade frente a esses impulsos.

O Capítulo 3 apresenta uma visão geral a respeito das características das sobretensões geradas por descargas atmosféricas diretas e indiretas, incluindo resultados de medição obtidos em linhas de tamanho natural e em modelo reduzido.

No Capítulo 4 é feita uma descrição sucinta do funcionamento dos geradores de impulsos de alta tensão, bem como as modificações necessárias para a geração de ondas com características semelhantes às das tensões induzidas por descargas atmosféricas. Em seguida são apresentados os procedimentos adotados para determinação da tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % e da curva tensão-tempo dos isoladores. Os resultados dos ensaios de tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % referentes a várias formas de onda são apresentados e discutidos nesse capítulo.

No Capítulo 5 são apresentados os principais métodos de aplicação do modelo do efeito disruptivo, bem como as formas de onda de sobretensões atmosféricas medidas e calculadas selecionadas e utilizadas para a sua avaliação. Os resultados obtidos com a aplicação dos diferentes métodos são apresentados e discutidos.

Finalmente, no Capítulo 6 são apresentadas as conclusões da pesquisa e sugestões para trabalhos futuros.

### 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Em duas publicações de outubro de 1994 (37, 38) a Força Tarefa 15.09 do "Institute of Electrical and Electronics Engineers" (IEEE) realizou uma revisão bibliográfica das pesquisas sobre ondas de tensão não normalizadas, onde foram relatados estudos realizados desde 1934.

Os primeiros estudos sobre o assunto, publicados pelo "American Institute of Electrical Engineers" (AIEE) (39), relatavam os resultados de ensaios dos quatro principais laboratórios de fabricantes de isoladores dos Estados Unidos. Foram realizados ensaios de tensão de impulso atmosférico, de polaridade positiva, com formas  $1/5 \ \mu s$  e  $1,5/40 \ \mu s$  em cadeias de isoladores e centelhadores ponta-ponta. A forma  $1,5/40 \ \mu s$  era a normalizada nos Estados Unidos naquela época. A mínima tensão disruptiva de impulso dos ensaios foi registrada, conforme o hábito daquele tempo. Os ensaios foram realizados com os centelhadores na posição horizontal e a distância entre as pontas variou de 0,5 polegadas até 100 polegadas. Para distâncias entre eletrodos inferiores a 3 polegadas não houve diferença entre os resultados para os dois tipos de impulso. Acima desse valor, a mínima tensão disruptiva de impulso foi aumentando constantemente para a forma  $1/5 \ \mu s$  em relação à  $1,5/40 \ \mu s$ . Os valores obtidos foram corrigidos em relação à umidade. Os valores de referência foram:

- temperatura: 25 °C,
- pressão barométrica: 760 mm de mercúrio e
- umidade: 6,5 partículas de água por ft<sup>3</sup> (pé cúbico), correspondente a pressão de 0.6085 in (polegadas) de mercúrio.

Ainda em 1934, na Inglaterra, Allibone e Perry (40)publicaram um estudo semelhante com centelhadores esfera-plano, ponta-plano e em isoladores em cadeia. Foram realizados ensaios de tensão de impulso atmosférico, de polaridades positiva e negativa, com formas  $1/5 \mu s$ ,  $1/50 \mu s$  e  $1/580 \mu s$ . A forma  $1/50 \mu s$  era a normalizada na Europa naquela época. Nesse caso, foi registrado o valor mínimo da tensão disruptiva, que corresponde à tensão U<sub>90</sub>, ou seja, à tensão que provoca disrupção em 90 % das aplicações. A montagem dos centelhadores foi vertical e a distância entre eletrodos variou de 1 polegada a 50 polegadas. Os resultados mostraram que para os centelhadores ponta-plano a mínima tensão disruptiva de impulso para polaridade positiva foi sempre menor que a de polaridade negativa. Além disso, para polaridade positiva a tensão disruptiva diminuiu com o aumento do tempo até o meio valor,

na cauda<sup>1</sup>. Entretanto, os resultados não foram consistentes para a polaridade negativa. De acordo com os autores, era esperado que para a forma 1 / 580 µs os valores de U<sub>90</sub> fossem mais baixos na polaridade negativa, mas isso não ocorreu. Como não houve registro em oscilogramas, não foi possível explicar esse resultado inesperado. Também foram observadas inflexões nas curvas de mínima tensão disruptiva x distância do centelhador para polaridade negativa, que não apareciam para a positiva. Os autores sugeriram que descargas preliminares, antes da disrupção, se desenvolvem somente no ponto negativo do eletrodo até certa distância do centelhador. Notaram que aparece uma distorção na curva de mínima tensão disruptiva de impulso x distância do centelhador. Concluíram que essa distorção representa a transição dessa condição para o estado onde a disrupção começa a progressão a partir da superfície da chapa aterrada. Também foram realizados ensaios em cadeias de suspensão com 2 a 9 isoladores, com e sem eletrodos de arco. Nesse caso só foram utilizadas as formas 1/5 µs e  $1 / 50 \,\mu$ s. A tensão disruptiva de polaridade negativa para a cadeia de isoladores sem eletrodo de arco de arco foi menor que para polaridade positiva. Com eletrodo, os valores da curva de mínima tensão disruptiva x distância do centelhador, de polaridade negativa, para as cadeias com menos isoladores foram menores em relação à polaridade positiva, mas para cadeias longas a curva de polaridade negativa cruza a de polaridade positiva e se torna maior. Os autores não fazem menção de correção para as condições atmosféricas.

Em 1937, dois trabalhos (41, 42) compararam os resultados de ensaios de tensão disruptiva de impulso atmosférico de centelhadores ponta-ponta e ponta-plano realizados em vários laboratórios dos Estados Unidos e da Europa. Jacottet (41) comparou os níveis de tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 % ( $U_{50}$ ) de centelhadores ponta-ponta com as seguintes formas: 0,5 / 50 µs (norma VDE), 1 / 50 µs (norma IEC) e 1,5 / 40 µs (norma AIEE). A tensão  $U_{50}$ , que depende da forma do impulso aplicado, corresponde ao valor com 50 % de probabilidade de ocasionar descarga disruptiva na isolação. Os valores da tensão disruptiva para polaridade positiva foram menores que os de polaridade negativa. Para polaridade negativa, o nível de disrupção para a forma 1,5 / 40 µs foi o mais alto, enquanto para a forma 0,5 / 50 µs, foi o mais baixo. Não ficou claro se as técnicas de medição utilizadas pelos diversos laboratórios podem ter causado essas diferenças entre os resultados. No segundo trabalho de 1937, Allibone (42)realizou ensaios com a finalidade de determinar a mínima tensão disruptiva de impulso atmosférico em centelhadores ponta-ponta com formas

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Os parâmetros das formas de onda de impulso serão definidos no Capítulo 4.

 $1/5 \ \mu s \ e \ 1/50 \ \mu s$ . A distância do centelhador variou de 5 cm a 120 cm. Os ensaios foram realizados na Europa e comparados com os dos Estados Unidos (41). Os resultados foram muito semelhantes. Os níveis da tensão disruptiva para polaridade positiva foram menores que para polaridade negativa, para o mesmo impulso. A tensão disruptiva para a forma  $1/5 \ \mu s$  para ambas as polaridades foi maior que para a forma  $1/50 \ \mu s$ . Os resultados dos ensaios foram corrigidos para a umidade padrão da época,  $11 \ g/m^3$  ou 64 % a 20°C. É importante lembrar que os valores da mínima tensão disruptiva de impulso obtidos na Europa foram convertidos à tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % adotando-se um decréscimo de 4 % no valor obtido nos ensaios. O autor ainda testou isoladores tipo pino. Os resultados para polaridade positiva foram menores que para a polaridade negativa. Os resultados dos ensaios nos isoladores não foram corrigidos para as condições atmosféricas.

Hagenguth (43), em 1941, utilizou impulsos de tensão com frentes de 0,5 µs, 2,4 µs e 9,6 µs para estudar as características das descargas disruptivas em centelhadores ponta-ponta, centelhadores esfera-esfera, isoladores, cadeia de isoladores e buchas. Ele mostrou que para tempos de frente maiores da onda de tensão, há um aumento significativo do nível da tensão disruptiva para centelhadores ponta-ponta com distância entre eletrodos de 20 polegadas em ambas as polaridades. Ele não especificou o tempo até o meio valor<sup>1</sup> dos impulsos. Nesse trabalho foi introduzido o termo 'área tensão-tempo' para definir a área de disrupção na curva tensão-tempo. Hagenguth concluiu que a tensão disruptiva de impulso de uma configuração de eletrodos com campo elétrico não uniforme não pode ser representada com exatidão suficiente pela curva tensão-tempo, mas sim pela área tensão-tempo. A área tensão-tempo foi definida em função da relação  $T_{1'} / T_d$ , onde  $T_{1'}$  é o tempo de frente efetivo da onda de tensão aplicada e T<sub>d</sub> é o tempo até a descarga. O autor representou em um gráfico tensão de disrupção x tempo até a descarga (T<sub>d</sub>) uma série de curvas T<sub>1'</sub> / T<sub>d</sub>, variando a relação desde zero até 1. A área tensão tempo é limitada pela curva  $T_{1'} / T_d$  igual a zero e  $T_{1'} / T_d$  igual a 1. Nesse trabalho, os valores obtidos nos ensaios com centelhadores não foram corrigidos para as condições atmosféricas padronizadas.

Linck (44), em 1965, realizou ensaios com objetivo de determinar a curva U x t, em ambas as polaridades, em um centelhador ponta-ponta com distância entre eletrodos de 20 polegadas com 7 impulsos não normalizados. Os tempos de frente variaram de 1,15  $\mu$ s até 26  $\mu$ s e os tempos até o meio valor de 9,5  $\mu$ s a 140  $\mu$ s. A Figura 1 mostra as formas de onda utilizadas

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Os parâmetros das formas de onda de impulso serão definidos no capítulo IV.

nos ensaios. Os resultados, que foram corrigidos para as condições atmosféricas padronizadas, mostraram que a tensão disruptiva diminuiu para polaridade positiva e aumentou para a polaridade negativa quando o tempo de frente foi aumentado de 1 µs a 10 µs.



Figura 1 - Formas de onda utilizadas por Linck (44).

Em 1966, Kuffel e Abdullah (45) relataram um aumento na tensão disruptiva de polaridade positiva de centelhadores ponta-ponta com distância entre eletrodos de 10 cm a 30 cm, com o aumento do tempo de frente de 2  $\mu$ s para 17  $\mu$ s, observando que a partir desse valor a tensão disruptiva diminuiu. Os resultados com polaridade negativa também mostraram um aumento inicial na tensão disruptiva e depois uma diminuição com o aumento do tempo de frente<sup>1</sup> da onda de tensão, embora nessa polaridade a dispersão dos resultados tenha sido maior. Eles observaram que a disrupção dos centelhadores ponta-ponta com a ponta de alta tensão, na polaridade positiva, iniciou-se por um líder positivo para todas as distâncias entre eletrodos e tempos de frente da onda de tensão. Com a ponta de alta tensão, na polaridade negativa, dois mecanismos diferentes de formação do líder foram notados para tempos de frente de 7  $\mu$ s e 17  $\mu$ s. Para distâncias entre eletrodos dos centelhadores com 10 cm e 20 cm, um líder positivo foi observado, enquanto que para comprimentos maiores a disrupção começou com um líder negativo. Para tempos de frente de 2  $\mu$ s a disrupção em todos os centelhadores foi precedida por um líder positivo. Os resultados não foram corrigidos para as condições atmosféricas padronizadas.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>Os parâmetros das formas de onda de impulso serão definidos no Capítulo 4.

Allibone e Dring (46), em 1975, estudaram a tensão disruptiva de isoladores tipo pino de 33 kV, centelhadores ponta-ponta e ponta-plano variando o tempo de frente do impulso de tensão de 2 µs e 120 µs, mantendo o tempo até o meio valor constante em 1000 µs. Eles notaram que a tensão disruptiva para diferentes centelhadores mudava de uma maneira complexa. Para centelhadores com distâncias entre eletrodos inferiores a 40 cm, ponta-ponta, U<sub>50</sub> primeiro aumenta e depois decresce quando o tempo até o valor de crista da tensão aumenta. Para centelhadores com distâncias entre eletrodos maiores e para centelhadores ponta-plano, U<sub>50</sub> diminui levemente e depois cresce. Para polaridade negativa, há uma queda inicial muito pequena no valor de U<sub>50</sub>, mas em geral, esse valor aumenta quando o tempo até o valor de crista da tensão aumenta. Os autores compararam os seus resultados com os publicados por Kuffel e Abdullah. (45) Verificaram que no caso dos centelhadores pontaponta, na polaridade positiva, o comportamento da tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % em relação ao tempo até a crista foi similar, porém para a polaridade negativa não ocorreu o aumento inicial da tensão quando o tempo até a crista foi aumentado. Em relação aos ensaios com isoladores, os resultados mostraram que o comportamento é similar aos centelhadores ponta-plano. Os valores de tensão foram corrigidos para as condições atmosféricas padronizadas.

Antes dessa época, a partir de 1956, vários pesquisadores começaram a se preocupar com os impulsos muito íngremes (com tempos de frente da ordem de nanossegundos) que podem ser causadas por descargas atmosféricas e por algumas operações de manobra. Em 1966, Wiesinger (47) testou centelhadores ponta-ponta, ponta-esfera e esfera-esfera com distâncias entre eletrodos de 3 cm a 10 cm, com tempos de frente do impulso de tensão de 5 ns a 2,7 µs e tempo até o meio valor de 550 µs. Ele observou que a tensão suportável de impulso de centelhadores esfera-esfera foi insensível às variações do tempo de frente e da polaridade da tensão. Entretanto, para outros centelhadores com campo elétrico não uniforme, a tensão suportável de impulso de polaridade positiva foi menor que aqueles de polaridade negativa. A tensão suportável de impulso de polaridade negativa aumentou com o aumento do tempo de frente, fato que não se verificou no caso de polaridade positiva.

Em 1990, Miller et al. (48) usaram tensões com tempos de frente de 50 ns a 100 ns e com duração de 300 ns (chamada pelos autores de onda de frente íngreme e curta duração), de polaridade positiva, para realizar ensaios em vários componentes do sistema de distribuição, tais como terminações de cabos, isoladores, pára-raios e cabos. Os isoladores de suspensão de porcelana utilizados nos ensaios tinham tensão disruptiva crítica de impulso atmosférico de

88 kV. Foi constatado que a tensão disruptiva crítica de impulso atmosférico a 50 % dos isoladores para as ondas de frente íngreme e curta duração foi cerca de 1,5 vezes maior que para onda normalizada  $(1,2/50 \,\mu s)$ . Os resultados foram corrigidos para as condições atmosféricas padronizadas.

Também em 1990, Grzybowski e Jacob (49) usaram um impulso de tensão de 65 / 5000 ns para ensaiar isoladores de distribuição de porcelana e poliméricos, cruzetas de madeira e combinações de cruzetas e isoladores. Foram realizados ensaios de tensão disruptiva crítica de impulso atmosférico a 50 %, e determinação da característica U x t a seco e sob chuva (para algumas configurações) com ambas as polaridades. As conclusões foram que a tensão disruptiva crítica dos isoladores ensaiados sem a cruzeta foi cerca de 1,5 a 2 vezes maior que para a normalizada  $(1,2 / 50 \ \mu s)$  para ambas as polaridades. No caso dos ensaios realizados no conjunto isolador e cruzeta esse fator diminuiu para aproximadamente, 1,35. Sob chuva, na polaridade negativa a cruzeta de madeira aumentou aproximadamente 80 kV / ft a suportabilidade elétrica para isolação composta, enquanto que na polaridade positiva esse valor foi de 180 kV / ft. Nos ensaios a seco o aumento foi de 120 kV / ft para ambas as polaridades. Os dados obtidos nos ensaios foram corrigidos para as condições atmosféricas padronizadas.

Em 1999, Carrus et al. (50) realizaram ensaios em centelhadores ponta-ponta e ponta-plano, com espaçamentos de 10 cm e 20 cm, e em isoladores de 3 kV com a finalidade de simular o efeito das descargas indiretas nas linhas de distribuição de energia e de tração de trens. Foi escolhido um impulso com tempo de frente igual ao do impulso normalizado e cauda muito mais curta: 1,2/4,0 µs. Os ensaios realizados foram de determinação da tensão disruptiva com probabilidade de 50 % de ocorrência, através do método dos níveis múltiplos e de determinação da curva U x t, este último só para centelhadores ponta-ponta com distâncias entre eletrodos de 10 cm, 15 cm e 20 cm. Os ensaios foram realizados com o impulso normalizado e com a onda de cauda curta com as duas polaridades. Os resultados foram comparados. Em relação à tensão U<sub>50</sub>, os valores com caudas curtas são até 30 % maiores que para os impulsos normalizados. Em relação à curva U x t, as curvas são semelhantes para tempos até 2 µs. A partir desse valor, a curva correspondente à onda com cauda curta apresenta valores de tensão superiores aos da onda com cauda longa, especialmente para a polaridade do ar. Os autores concluíram que no cálculo do desempenho das

linhas estudadas, em relação às tensões induzidas ou às descargas diretas, é mais apropriado levar em conta as ondas com caudas curtas do que a normalizada.

Com relação aos efeitos dos impulsos não normalizados de tensão nas isolações de equipamentos, Witzke e Bliss (25, 26) propuseram pela primeira vez, em 1950, o termo "efeito disruptivo" (DE), definido como:

$$DE = \int \left[ U(t) - K_1 \right]^{K_2} dt \tag{1}$$

onde U(t) é a tensão aplicada em função do tempo e  $K_1$  e  $K_2$  são constantes determinadas pelas normas de ensaio em transformadores.

Essa relação foi estabelecida para o caso de transformadores, supondo que a isolação do transformador pudesse suportar a tensão (constante)  $K_1$  por um determinado período de tempo (poucas centenas de microssegundos) sem sofrer danos. Assumiu-se que o efeito disruptivo de um surto é função da amplitude da tensão e do tempo, mas que esses fatores não têm a mesma importância. A introdução do expoente  $K_2$  permite que se varie o peso relativo dado à amplitude da tensão e ao tempo. As constantes  $K_1$  e  $K_2$  foram avaliadas a partir de ensaios de tensão de impulso normalizado em transformadores, assumindo-se que os ensaios de onda completa, de onda cortada e de frente de onda tivessem a mesma severidade. De acordo com os autores, essa hipótese deveria ser razoável, uma vez que os transformadores devem ser projetados e construídos para suportar os ensaios normalizados. As constantes foram obtidas pela solução das seguintes equações:

$$\int \left[ U_1(t) - K_1 \right]^{K_2} dt = \int \left[ U_2(t) - K_1 \right]^{K_2} dt$$
(2);

$$\int \left[ U_{2}(t) - K_{1} \right]^{K_{2}} dt = \int \left[ U_{3}(t) - K_{1} \right]^{K_{2}} dt$$
(3)

onde  $U_1(t)$ ,  $U_2(t)$  e  $U_3(t)$  são as formas das tensões de ensaio para onda completa, onda cortada e frente de onda, respectivamente. A forma geral das equações é tal que uma solução por método iterativo é necessária. Os autores concluíram que como a equação (1) dá o mesmo efeito disruptivo para as três ondas de tensão normalizadas, as quais variam numa larga faixa

de amplitude e duração, o efeito disruptivo teria precisão aceitável na avaliação de impulsos não normalizados encontrados nas aplicações de proteção contra surtos.

Foi verificado que o método de integração tem limitações quando usado para testar isolações com tensões mais elevadas (maiores ou iguais a 138 kV), devido a não existência de combinação das constantes  $K_1$  e  $K_2$  que resultará no mesmo DE para as três ondas. A fim de não descartar o método, até que uma solução melhor fosse encontrada, uma aproximação foi introduzida: ajustar  $K_1 = 0$  e encontrar  $K_2$  através da solução da equação (2).

Outra limitação do método é em relação às ondas oscilatórias. Nesse caso, os autores integraram somente o primeiro ciclo, uma vez que para o caso estudado, o segundo ciclo tinha uma amplitude reduzida, em relação ao primeiro.

O grupo do IEEE (30) observou que apesar de inovador e amplamente aceito em princípio, o conceito do efeito disruptivo parece ter duas falhas. A primeira é que os ensaios de onda completa, onda cortada e frente de onda não têm a mesma severidade. A segunda é que as três ondas utilizadas nos ensaios podem se diferenciar numa larga faixa de amplitude e duração, entretanto elas têm a mesma forma:  $1,2 / 50 \mu s$ .

Em 1954, Jones (27) simplificou a definição original do efeito disruptivo de Witzke e Bliss (25, 26), adotando  $K_1$  igual a zero na equação (1). A razão foi a impossibilidade de se obter um conjunto de constantes positivas que representasse exatamente a suportabilidade da isolação de transformadores para classes de tensão iguais ou superiores a 138 kV. Ainda que os dados de disrupção em centelhadores tipo ponta em vários comprimentos foram tomados com uma variedade de impulsos de tensão (retangular, triangular, frente íngreme e normalizada), nenhum dado quantitativo foi determinado nos impulsos. O autor concluiu que o método de integração deu excelentes resultados para os impulsos com tempo até a disrupção maiores que 1  $\mu$ s. Para tempos entre 0 e 1  $\mu$ s a correlação não é totalmente satisfatória. Os dois grupos de dados foram tomados no mesmo laboratório, mas separados por um período de aproximadamente um ano. O laboratório registrou grande dificuldade na obtenção de dados consistentes para disrupção em tempos curtos. Jones também concluiu que a dificuldade encontrada na avaliação das constantes da equação é a maior limitação do método. Ele sugeriu que os oscilogramas obtidos nos ensaios deveriam ser utilizados na avaliação das constantes, uma vez que o método de integração é sensível a variações na forma do impulso.

Kind (28 apud 37), em 1958, começou do primeiro princípio do processo de descarga em um centelhador a ar. Sabe-se que o atraso no processo de disrupção em um centelhador a ar por um de impulso de tensão é causado pelo tempo de atraso estatístico,  $t_s$  e pelo tempo de atraso da formação da coluna de descarga,  $t_a$ . Desprezando  $t_s$ , Kind sugeriu que uma vez que o impulso de tensão aplicado, U(t), excede um nível crítico, U<sub>b</sub>, o processo de disrupção começará e esse processo será completado no tempo  $t_a$ . A descarga, começando na superfície de um eletrodo, viajará uma distância dx em direção ao outro eletrodo em um tempo dt:

$$dx = u(x,t)dt \tag{4},$$

onde u (x,t) é a velocidade com a qual a extremidade da descarga avança. Kind assumiu que essa velocidade é função do grau de sobretensão do centelhador. Especificamente,

$$u(x,t)dt = K[U(t) - U_b]dt$$
(5),

onde a constante K depende da geometria do centelhador, do mecanismo da descarga e da polaridade da tensão aplicada, mas independe do tempo. De (4) e (5):

$$\int_{0}^{d} \frac{dx}{K} = \int_{t_{1}}^{t_{1}+t_{a}} [U(t) - U_{0}] dt = F$$
(6),

onde  $t_1$  é o tempo no qual a tensão aplicada excede o nível crítico de tensão,  $U_b$ , isto é,  $U(t_1) = U_b$ .

Kind assumiu que F é uma constante para uma dada configuração de eletrodos. Isso é muito similar ao que Hagenguth (43) sugeriu. É também similar à equação de Witzke e Bliss (25, 26), como mostrado em (1) para  $K_2 = 1$ .

A definição de  $U_b$  foi ambígua. Kind sugeriu que  $U_b$  é a tensão disruptiva de uma configuração de eletrodo em condição estática assumindo que não haja alteração do perfil de campo elétrico por cargas espaciais. Isso seria verdade para configuração de eletrodos em campos homogêneos ou levemente não homogêneos. Em campos altamente não homogêneos, a formação de cargas espaciais distorce o campo elétrico na condição estática. Entretanto, essas cargas espaciais não têm tempo para se formar quando o sistema de eletrodos for solicitado por um impulso de tensão. De acordo com Kind, a tensão  $U_b$  pode ser aproximada pelo valor da tensão de impulso pleno com uma cauda longa, a qual não provoca descarga disruptiva.

Kind calculou a curva tensão-tempo para um centelhador de 62,5 mm de comprimento formado por duas esferas de 62,5 mm de diâmetro. Os tempos para disrupção ficaram na faixa de 0,5  $\mu$ s a 1,5  $\mu$ s. Os pontos calculados foram muito semelhantes aos obtidos na curva experimental.

Em 1959, Rusck (51 apud 37) também investigou a progressão de uma descarga ao longo do centelhador. Ele assumiu que o processo de disrupção em centelhadores a ar com campo elétrico não uniforme acontece em três etapas:

1 - inicialmente uma descarga corona se forma nas regiões mais solicitadas na superfície dos eletrodos em uma tensão menor que a tensão disruptiva do centelhador. Se a tensão é maior que a tensão disruptiva do centelhador, os "streamers" de corona transpõem o centelhador em uma velocidade muito alta;

2 - durante o segundo estágio, o líder da descarga se desenvolve e viaja através do centelhador, sua velocidade depende da tensão aplicada e da distância do centelhador ainda não transposta pelo líder;

3 - a descarga principal começa depois que o líder da descarga transpôs o centelhador.

Rusck sugeriu que, se a tensão aplicada cai abaixo de um nível crítico antes que o líder da descarga tenha transposto o centelhador completamente, então a descarga principal não se inicia e o processo de disrupção é paralisado. Com essas hipóteses, ele deduziu um critério muito simples para a disrupção de um centelhador a ar com campo elétrico não uniforme:

$$\int_{0}^{t} U(t)dt = \text{constante}$$
(7)

Esta equação é muito similar à equação (1) para  $K_1 = 0$  e  $K_2 = 1$ . Essa foi, na essência, a sugestão feita por Jones (27), com a exceção que  $K_2$  foi mantido na equação. Para um centelhador de ponta de 10 polegadas, com polaridade positiva, Jones encontrou  $K_2 = 5$ . Há outra diferença, como Rusck ressaltou: na equação de Jones, a integração inicia-se em t = 0, enquanto na análise de Rusck a integração começa quando U(t) excede o nível crítico da tensão.

Rusck concluiu que as suposições e as equações propostas foram avaliadas com a aplicação de impulsos de tensão com diferentes tempos até o meio valor e a concordância foi

satisfatória. Entretanto, não foram apresentados dados para mostrar como as curvas U x t analíticas para um centelhador a ar submetido a várias formas de onda de tensão tivessem concordância com os dados experimentais.

Em 1973, Caldwell e Darveniza (29) fizeram um trabalho extenso na investigação dos impulsos não normalizados. O objetivo do trabalho foi investigar a eficácia do modelo de integração (ou modelo do efeito disruptivo). Os pesquisadores fizeram uma série de ensaios de tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50%, obtendo a característica U x t de centelhadores a ar e de uma cadeia de isoladores. Foram usadas três distâncias de centelhadores ponta-ponta e ponta-plano: 25 cm, 56 cm e 114 cm. A cadeia de isoladores possuía 8 peças de 254x146 mm. Os pesquisadores utilizaram 3 tipos de ondas além do impulso normalizado, utilizado com base para comparação. Os tipos de onda analisados foram: impulsos com frente longa (1,3  $\mu$ s a 14,4  $\mu$ s), tempo até o meio valor de 53  $\mu$ s a 126  $\mu$ s, impulsos parcialmente cortados e ondas oscilatórias.

O comportamento da tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % para os impulsos com frentes longas apresentou a tendência de diminuição com o aumento do tempo de frente para a polaridade positiva em todos os centelhadores. Para a polaridade negativa essa tendência só foi observada para os centelhadores mais longos. Em relação aos impulsos parcialmente cortados, para os centelhadores de 56 cm, os resultados mostraram uma dependência em relação a fração e o tempo de corte.

Foi proposta uma forma de cálculo das constantes empíricas da equação (1), a partir da curva característica U x t dos isoladores. Os cálculos foram realizados primeiro para  $K_1$  (citado pelos autores como  $e_0$ ) = 0 e depois para  $K_2$  = 1. Essa forma consiste em selecionar dois pontos (a e b) da curva U x t do impulso normalizado, supondo que eles descrevem pontos de mesma severidade, ou seja,  $DE_a = DE_b$ . Desse modo, é possível encontrar os valores das constantes da equação. Na análise dos modelos os autores concluíram que a simplificação proposta por Kind ( $K_2 = 1$ ) leva a melhores resultados. Também foi constatado que incluindo o fator de correção para umidade a incerteza dos resultados obtidos nos ensaios foi da ordem de  $\pm 6$ %. Os autores alertam, ainda, que a determinação da equação que representa corretamente U(t) é fundamental para a diminuição das diferenças entre os resultados experimentais e analíticos.

Os melhores resultados foram para as formas de onda unidirecionais. No caso de ondas oscilatórias, a diferença entre os valores experimentais e os calculados chegou a 13 %.

Em 1988, Darveniza e Vlastos (30) afirmaram que o modelo do efeito disruptivo era utilizado por vários pesquisadores com razoável sucesso, porém preocupados com o fato do modelo disruptivo ser empírico, propuseram duas teorias para explicá-lo, ambas desenvolvidas a partir de modelos de disrupção sob impulso nas isolações sólidas, liquidas e gasosas: um modelo físico e outro de balanço de energia. As duas teorias deram uma base teórica para o melhor entendimento do modelo do efeito disruptivo. Foi confirmado que para impulsos de tensão aplicados a vários isoladores e centelhadores com diferentes configurações o método de integração resulta em uma exatidão aceitável na previsão de descargas disruptivas para impulsos de tensão não normalizados. Em relação aos parâmetros U<sub>0</sub> e k foram considerados dois casos, o primeiro com  $U_0 \ll U_{50}$ . Nesse caso k deveria ser um valor elevado, maior que 1. No segundo caso,  $U_0 = 90$  % de  $U_{50}$ . Esse valor é adequado para k  $\leq$  1. Os autores avaliam que provavelmente, a principal fragilidade desse método é que a dependência da tensão U<sub>0</sub> e do fator k permanece constante, independente da distância ou da fase em que se encontra o processo de disrupção. Essa fragilidade é mais acentuada para baixos valores de U<sub>0</sub> e altos valores de k. Os autores afirmaram que somente o modelo do efeito disruptivo era adequado para o uso em com todos os tipos, classes e configuração de isolação.

Em 1992, o Grupo de Trabalho (WG) 33.07 do CIGRE publicou um guia para avaliação dos esforços dielétricos em centelhadores a ar (52). Foram revisados os métodos disponíveis para determinação das características tensão-tempo de centelhadores em três categorias: aproximação física; método de integração; e fórmulas simples. Foi concluído que os modelos de aproximação física podem prever as características U x t de tensões de impulso não normalizadas com incerteza menor que 10 % para centelhadores a ar variando-se o fator de centelhador de 1 a 1,4. Esse fator é definido como a relação entre a tensão disruptiva de um determinado centelhador em relação a tensão disruptiva de um centelhador ponta-plano de mesmo comprimento e submetido a mesma forma de impulso. Também foi concluído que o método de integração resulta em menores incertezas na previsão das características U x t de centelhadores contendo isoladores. Deve ser citado que tensões de impulso não normalizadas com frentes de nanossegundos não foram consideradas nessas comparações.

Darveniza, Popolansky e Whitehead (54) propuseram a seguinte equação para avaliação da característica U x t de cadeias de isoladores de porcelana de sistemas de ultra alta tensão (UAT) frente a impulsos de tensão não normalizados:

$$U_{FO}(t) = \left(400 + \frac{710}{T_c^{0.75}}\right) W$$
(8),

onde:  $U_{FO}$  é a tensão que causa disrupção, kV

T<sub>c</sub> é o tempo até a disrupção,  $(0,5 \ \mu s \le t \le 16 \ \mu s)$ ,

W é o comprimento do isolador (m).

Esse modelo tem sido amplamente utilizado pelo IEEE para descrição do nível da tensão disruptiva em cálculos de desempenho linhas frente a descargas atmosféricas.

De acordo com os integrantes da Força Tarefa 15.09 do IEEE (37), a curva U x t de impulso de tensão normalizado pode ser usada como dado de entrada para definir os parâmetros necessários para previsão da resposta para impulsos não normalizados. Esse procedimento pode ser realizado usando a equação (8) e a equação geral do efeito disruptivo (1).

O modelo do líder progressivo (55) para disrupção considera vários processos físicos, dentre os quais aqueles que requerem mais tempo para os cálculos são:

- desenvolvimento de "streamers" fracamente condutores a partir do eletrodo, que requer um tempo  $T_s$  que diminui linearmente com o aumento da solicitação da tensão acima de um limiar de cerca de 500 kV / m. Para o impulso atmosférico normalizado, os tempos de "streamers" ( $T_s$ ) típicos ficam na faixa de 0,5 µs a 2 µs.

tempo de formação do líder que curto-circuita o centelhador, a partir dos "streamers". A velocidade de propagação do líder aumenta rapidamente com o aumento da tensão aplicada ao centelhador, novamente com um limiar de cerca de 500 kV / m.

A relação entre a velocidade média do líder e a máxima solicitação de tensão aplicada é fundamental para o modelo do líder progressivo. O Grupo de Trabalho do IEEE (56) destacou que os dados tensão-tempo fornecem uma estimativa da relação entre velocidade média do líder e a máxima solicitação média de tensão no centelhador antes da disrupção.

Pigini et al. (32), em 1989, realizaram uma série de ensaios em centelhadores longos, pontaplano e ponta-ponta e em uma cadeia de isoladores de 3,36 m com o objetivo de fazer uma verificação sistemática na precisão dos modelos semi empíricos através de ensaios laboratoriais. Foram utilizados sete tipos de forma de onda:

- A semelhante à normalizada de impulso (1,6x50 µs);
- B com a cauda curta  $(1,6x18 \mu s)$ ;
- C oscilatória unidirecional (0,7x25 µs), sobrelevação 70 %;
- D oscilatória unidirecional (0,5x50 µs), sobrelevação 70 %;
- E oscilatória unidirecional (0,6x1750 µs), sobrelevação 60 %;
- F cortada, 1,6 µs, sobrelevação 30 %;
- G cortada, 1,6 µs, sobrelevação 30 % corte com tempo menor que F.

Os ensaios realizados foram de tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 % (método dos acréscimos e decréscimos, com 30 aplicações por polaridade) e obtenção da curva tensão de disrupção x tempo até a disrupção. Os resultados dos primeiros ensaios mostram que a forma de onda tem uma influência muito significativa no valor da tensão  $U_{50}$ . Para o centelhador ponta-plano o valor variou de 1150 kV a 1850 kV (61 %), para a polaridade positiva e de 1685 kV a 2080 kV (23 %), para a polaridade negativa. Em relação às curvas U x t, nota-se que para os centelhadores a curva A sempre apresenta os menores valores de tensão para um mesmo tempo de disrupção. Em relação à cadeia de isoladores, esse fato se repete a partir dos 3  $\mu$ s, aproximadamente. Para tempos de disrupção menores que esse, a curva D (oscilatória), apresenta os menores valores de tensão. Também pode ser notado das curvas U x t que o valor da tensão aumenta com a redução do tempo de cauda.

Algumas descargas nos centelhadores foram fotografadas e foi observado que as descargas sempre se dão em duas fases: "streamers" e líderes. Os líderes só se desenvolvem se os "streamers" cruzarem todo o centelhador. Há também a fase de início de corona, que por ser muito rápida pode ser desprezada.

A fase de "streamer" tem uma duração de tempo  $T_S$ , que vai desde o início de corona até o centelhador ser cruzado totalmente. Isso corresponde ao instante da chegada do "streamer" ao plano, no caso de centelhador ponta-plano ou ao momento de encontro, no centelhador, dos "streamers" que se propagam de ambos os lados.

32

O tempo para a propagação do líder  $(T_1)$  é, geralmente, calculado com base na sua velocidade de avanço no centelhador, que depende da tensão aplicada e do comprimento do líder.

Foi apresentada uma nova proposta para o cálculo das curvas U x t. Para uma dada forma de onda, caracterizada por uma tensão máxima antes da disrupção  $U_B$ ,  $T_B$  é a soma dos tempos das diferentes fases do processo de descarga:  $T_i + T_S + T_l$ , onde Ti é o tempo de início de corona.

Os resultados obtidos mostraram que para impulsos de polaridade positiva em centelhadores ponta-plano, entre dez modelos testados somente três deram erros maiores que 10 %. Para os outros impulsos, somente os três modelos e o modelo de Pigini et al. (32) deram erros menores que 10 %. Em configurações ponta-ponta, somente o modelo de Pigini et al. (32) e mais um tiveram erros menores que 10 %. Para as montagens com isoladores, todos os modelos tiveram erros importantes, embora o modelo de Pigini et al. (32) tenha apresentado erros menores que 10 % para valores do fator de centelhador na faixa de 1 a 1,3.

Os métodos de integração (modelo disruptivo) não apresentaram, em geral, uma boa precisão (os erros ficaram entre 20 % e 30 %). De acordo com os autores, melhores resultados são obtidos quando tais modelos são calibrados para uma aplicação em particular.

Em (57), o Grupo de Trabalho 01 do Comitê de Estudos 33 do CIGRÉ apresenta uma análise do método de integração e dos modelos físicos. Em relação ao método de integração, a análise mostrou que, apesar de ser fácil de usar, há a desvantagem de só poder ser utilizado para geometrias e formas de onda específicas. Esse fato pode restringir sua aplicação, embora alguns métodos que fazem uma tentativa de levar em conta os vários fenômenos físicos observados em uma disrupção, com mais exatidão, foram desenvolvidos.

Sobre o modelo físico é apresentada a Figura 2, que mostra as diferentes fases do desenvolvimento de uma descarga disruptiva em um centelhador para um impulso duplo-exponencial.



Figura 2 - Fases do processo de descarga (48).

São analisados os tempos relativos às três fases,  $T_i$ ,  $T_s e T_l$ , baseado, principalmente, em (32). O trabalho mostra que esse modelo é válido para uma grande variedade de formas de impulsos de tensão e permite uma exatidão geralmente menor que 10 %. Desse modo, esse é recomendado pelo guia para as aplicações em engenharia.

Chowdhuri et al. (58), em 1994, realizaram uma série de ensaios em centelhadores de 5 cm. Utilizaram centelhadores esfera-esfera, para representar campos elétricos uniformes, pontaponta, para campos não uniformes, e simétricos e ponta-plano para campos não uniformes e assimétricos. Foram realizados ensaios de tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 % com oito formas:  $0,025 / 0,5 \mu$ s,  $0,025 / 25 \mu$ s,  $0,12 / 25 \mu$ s,  $0,12 / 50 \mu$ s,  $1,2 / 25 \mu$ s,  $10 / 50 \mu$ s e  $10 / 100 \mu$ s. Os ensaios foram repetidos 3 vezes em cada tipo de centelhador. Foi utilizado o método dos níveis múltiplos.

Para os centelhadores esfera-esfera não ocorreram variações significativas em  $U_{50}$ , exceto para os impulsos com tempo de frente da ordem de nanossegundos. Para os centelhadores ponta-ponta e ponta-plano existe um valor mínimo de  $U_{50}$  entre os tempos de frente de 0,12 µs e 1,2 µs. Para tempos menores que 0,12 µs e maiores que 1,2 µs,  $U_{50}$  é maior.



Figura 3 - Tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 %  $(U_{50})$  - ensaios realizados por Chowdhuri et al. (58)

Os autores alertaram que em algumas situações, para os impulsos com tempo de frente de  $10 \ \mu$ s, a disrupção ocorreu na frente, antes do valor de pico ser atingido. Nesse caso, embora a norma IEEE (53) mande tomar a tensão no momento da disrupção, foi tomado o valor prospectivo de crista. Se não fosse tomado o valor de pico, os resultados dos ensaios poderiam ser distorcidos, como por exemplo, o nível de 60 % de descarga disruptiva ser maior que o nível de 40 %. Nesse trabalho não foram feitas correções da umidade dos resultados obtidos, porque os autores avaliam que os métodos do IEEE (53) e da IEC (1) são aplicáveis apenas para o impulso normalizado.

É indicada a necessidade de mais estudos para frentes mais lentas e em outros tipos de centelhadores, além de pára-raios e isoladores. Os autores concluíram que o valor mínimo de  $U_{50}$  e o tempo para a descarga de impulsos não normalizados devem ser levados em conta nos estudos de coordenação de isolamento.

Em 1997, Chowdhuri et al. (59) deram prosseguimento ao trabalho citado anteriormente (58) e determinaram a curva U x t dos mesmos centelhadores, exceto o esfera-esfera e com cinco

formas:  $0,025 / 0,5 \mu$ s,  $0,025 / 25 \mu$ s,  $0,12 / 25 \mu$ s,  $1,2 / 50 \mu$ s e 10 / 100  $\mu$ s. Com a avaliação dos resultados, propuseram a seguinte equação empírica:

$$DE = \int_{t_0}^{t_b} \left[ U(t) - U_0 \right]^{\alpha \frac{U(t)}{U_0}} dt$$
(9)

onde  $\alpha$  e U<sub>0</sub> são duas constantes a serem determinadas a partir de dois pontos obtidos nos ensaios; t<sub>0</sub> é o tempo imediatamente após a tensão exceder a U<sub>0</sub> e t<sub>b</sub> é o tempo de início da disrupção.

A equação (9) é similar à equação (1), assumindo que o processo de descarga é cumulativo em tensão e tempo. Entretanto, a interpretação do mecanismo da descarga é diferente. O processo de descarga é quantificado, assumindo que DE é um parâmetro constante para um determinado tipo de centelhador sob impulso de tensão específico, independentemente da amplitude da tensão. Para um mesmo centelhador e diferentes impulsos, DE também assume diferentes valores.

Pela equação (9),  $U_0$  é um parâmetro constante para um determinado tipo de centelhador sob um impulso de tensão específica. Deve ser determinado por análise estatística. O expoente dessa equação é função do fator de sobretensão U(t) /  $U_0$ , devido ao fato da velocidade de propagação do líder (da descarga) nos centelhadores ser maior quanto maior for o campo elétrico. O expoente  $\alpha$  varia com o tipo de centelhador e de acordo com o impulso aplicado. Portanto,  $U_0$  e  $\alpha$  devem ser obtidos experimentalmente para cada montagem.  $U_0$ , para um determinado tipo de centelhador, sob um impulso de tensão específico, é definido como uma tensão que, sob repetidas aplicações, tem uma probabilidade muito baixa de causar disrupção.

U<sub>0</sub> pode ser expresso como:

$$U_0 = U_{50} - k.s$$
 (10),

onde o parâmetro k é função de n (número de observações para uma distribuição normal), P, que corresponde à população de U maior que U<sub>0</sub> e  $\gamma$ , que é o intervalo de confiança, obtido de tabelas estatísticas. O parâmetro s é o desvio padrão. Nesse caso, foram assumidos P = 0,999 e  $\gamma$  =0,95.
DE e  $\alpha$  são determinados a partir de dois pontos distintos da curva U x t, para cada tipo de centelhador e impulso.

A modificação proposta no modelo do efeito disruptivo foi comparada com dados obtidos nos ensaios e o resultado foi extremamente satisfatório.

Savadamuthu et al. (60), em 2002, apresentaram uma nova abordagem do modelo disruptivo para ondas oscilatórias bipolares, uma vez que ele não é adequado para tais ondas. Nessa abordagem é postulado que o processo de disrupção devido a uma tensão oscilatória bipolar é função do valor absoluto da forma de onda e da diferença de tempo  $(t_{boi})$  quando os semi ciclos consecutivos da forma de onda cruzam o valor U<sub>0</sub>, conforme mostrado na Figura 4. O efeito disruptivo crítico (DE\*) é determinado cumulativamente quando  $t_{boi}$  for menor que  $t_{pr}$ . O valor de  $t_{pr}$  é calculado para cada tipo de centelhador. Com o tempo conhecido do instante da descarga, obtido pela média de pelo menos dez aplicações da mesma forma de onda impulso no centelhador,  $t_{pr}$  é estimado pelo cálculo de DE\* do fim para o início a partir do instante da disrupção.



Figura 4 – Tensão oscilatória. Adaptada de (60). a) típica onda bipolar (b) ilustração de t<sub>bo</sub>

Em um exemplo mostrado na Figura 5, há uma disrupção no  $7^{\circ}$  semi ciclo de uma onda oscilatória (onda 2). Para se determinar t<sub>pr</sub>, é calculado o valor de DE para cada semi ciclo e medido o tempo, acima de U<sub>0</sub>, entre dois semi ciclos adjacentes. Quando o valor de DE de um semi ciclo somado ao valor de DE do semi ciclo anterior se tornar maior que o valor de DE

daquela forma de onda, toma-se a faixa de tempo, acima de  $U_0$ , entre os dois semi ciclos anteriores, como o valor de  $t_{pr}$ . Caso o tempo entre semi ciclos seja maior que  $t_{pr}$ , a isolação se comporta como se o processo de disrupção não estivesse levando em conta o semi ciclo anterior. Em outras palavras, o processo estaria iniciando novamente. Então o cálculo de DE é realizado sem considerar o semi ciclo anterior. A Tabela 1 mostra os valores calculados para essa forma de onda.



Figura 5 - Exemplo de onda bipolar com disrupção no 7º semi ciclo (onda 2). Adaptada de (60).

Meio ciclo (i)	DE (i)	t <sub>boi</sub>	DE = DE(i) - DE(i-1)
	(kV µs)	(µs)	(kV µs)
1	0,024	-	0,024 < DE
2	0	*	0 < DE
3	0,064	*	0,064 < DE
4	0,028	1,75	0,028 < DE
5	0,158	1,5	0,158 < DE
6	0,086	1	0,244 < DE
7	0,042	0,75	0,286 > DE

Tabela 1 - determinação de t<sub>pr</sub> para o exemplo mostrado na Figura 5. Adaptada de (60).

\* A tensão não excedeu  $U_0$  no  $2^{\underline{0}}$  semi ciclo

É atribuído à constante  $K_2$  do modelo do efeito disruptivo o valor 1.

Ainda em 2002, Venkatesan (61) fez experimentos com ondas oscilatórias monopolares e bipolares em centelhadores com distâncias entre eletrodos de 1 mm a 5 mm com o objetivo de

validar o método do efeito disruptivo e também da abordagem seqüencial incondicional, apresentada em (60). Foram comparados os tempos até a disrupção de resultados obtidos em laboratório e calculados através do modelo disruptivo, com os parâmetros propostos por Darveniza e Vlastos (30), no caso de ondas monopolares e com o método proposto por Savadamuthu (60), no caso de ondas bipolares. A diferença máxima encontrada foi de 10 %.

Em 2004, Ancajima et al. (62) realizaram ensaios em centelhadores ponta-ponta com distâncias entre eletrodos de 10 cm e 20 cm, aplicando ao impulso normalizado e um impulso atmosférico com cauda mais curta  $(1,2/4 \ \mu s)$ . Foram determinados os valores de U<sub>50</sub> e a curva U x t para cada tipo de impulso, nas duas distâncias dos centelhadores e para ambas as polaridades. Foram utilizados os modelos baseados no efeito disruptivo proposto por Kind (28 apud 37) e modificado Chowdhuri (59) para determinar a curva U x t sob impulso normalizado e com cauda curta. Os resultados obtidos nos ensaios foram comparados com as curvas resultantes dos modelos e verificou-se que ambos podem ser considerados satisfatórios, embora o modelo modificado por Chowdhuri (59) tenha apresentado resultados ligeiramente melhores. A diferença média entre os valores calculados e obtidos experimentalmente ficou entre 6 % e 7 % para os dois modelos.

Em 2005, Ancajima et al. (63) apresentaram os resultados experimentais de ensaios realizados com impulsos atmosféricos com cauda curta  $(1,2 / 4 \mu s)$  em isoladores utilizados em linhas de distribuição de média tensão e de tração elétrica. As curvas U x t foram apresentadas e comparadas com as curvas U x t dos impulsos normalizados. Os autores verificaram que U<sub>50</sub> do impulso com cauda curta é sempre maior que o normalizado. A diferença ficou entre 7 % e 27 %. Modelos baseados no efeito disruptivo, propostos por Kind (28 apud 37) e modificado por Chowdhuri (29), também foram aplicados a fim de prever a característica U x t para os dois impulsos ensaiados e foram considerados satisfatórios para o impulso normalizado, com U<sub>o</sub> resultante do cálculo estatístico. Em geral o modelo de Chowdhuri (59) mostrou melhores resultados para os três isoladores em ambas as polaridades. Para o impulso de cauda curta os modelos de Kind (28 apud 37) e Chowdhuri (59) também podem ser considerados satisfatórios porque os valores de tensão para todos os tempos até a disrupção são superiores a U<sub>o</sub>.

Ancajima et al. (64), em 2007, abordaram o problema da reprodução das curvas U x t de isoladores de média tensão sob impulsos normalizados e impulsos atmosféricos com cauda curta  $(1,2/4 \ \mu s)$ . Para este propósito os modelos de Kind (28 apud 37) e Chowdhuri (59) são

aplicados. O objetivo do trabalho foi a seleção ideal dos parâmetros a serem inseridos nos dois modelos para cada impulso de tensão.

Em 2010, Ancajima et al. (65), apresentaram os resultados de ensaios experimentais realizados com impulsos atmosféricos com cauda curta  $(1,2/4 \mu s)$  em isoladores utilizados em linhas de tração elétrica. As curvas U x t obtidas com os impulsos de cauda curta foram mostradas e comparadas com as obtidas sob impulsos atmosféricos normalizados. Os modelos propostos por Kind (28 apud 37) e Chowdhuri (59) foram aplicados de forma para reproduzir as curvas U x t para ambos os impulsos. A viabilidade de aplicação dos modelos para os isoladores testados foi discutida e a precisão na sua reprodução foi avaliada. Foi demonstrado que o modelo de Kind (28 apud 37), calibrado com uma seleção adequada dos parâmetros, utilizando os dados de tensão disruptiva sob impulso normalizado, é capaz de estimar a resposta dos isoladores frente aos impulsos de cauda curta com uma exatidão satisfatória.

Wanderley Neto et al. (66) apresentaram um estudo para caracterizar os surtos de tensão induzida. Através de um modelo desenvolvido pelos autores e com auxílio das técnicas de Monte Carlo foram determinados os valores médios e medianos do tempo de frente do tempo de cauda e valores de pico de tensões induzidas em diversas configurações de rede de distribuição. Com esses parâmetros foram calculados os valores dos resistores de frente e de cauda para obtenção das ondas no gerador de impulsos. Foram construídos e instalados no gerador um resistor de frente de 350  $\Omega$  e um resistor de cauda de 1 k $\Omega$ . O impulso desejado foi gerado com sucesso.

As linhas de distribuição de energia elétrica estão freqüentemente expostas a sobretensões causadas por descargas atmosféricas, sejam elas diretas (quando incidem nos condutores) ou indiretas (quando ocorrem nas vizinhanças da linha). Este capítulo apresenta uma visão geral a respeito das características dessas sobretensões, incluindo resultados de medição obtidos em linhas de tamanho real e em modelo reduzido.

#### **3.1 Descargas Diretas**

Quando uma descarga atinge uma linha, a corrente injetada no condutor é dividida no ponto de impacto, dando origem a duas ondas de tensão que se propagam em direções opostas. A amplitude prospectiva dessas tensões pode ser estimada multiplicando-se a corrente que flui em cada direção (metade da corrente injetada na linha) pela impedância característica da linha, que normalmente está na faixa de 400  $\Omega$  a 500  $\Omega$ . Portanto, para uma linha com impedância característica de 400  $\Omega$  e uma corrente de 10 kA, cuja probabilidade de ser ultrapassada é superior a 90 %, a sobretensão correspondente é de 2000 kV, que é bem maior que o nível de isolamento de linha. Como conseqüência, várias descargas ocorrem entre os condutores e também entre condutores e terra em diferentes pontos da linha.

Exemplos de sobretensões típicas causadas por descargas diretas em linhas de MT são apresentados na Figura 6. As formas de onda são caracterizadas por alguns picos iniciais, produzidos por disrupções múltiplas na linha, seguidos por uma componente mais lenta na frente, com amplitude um pouco inferior ao nível de isolamento da linha.

Descargas diretas geralmente não causam danos permanentes em linhas com condutores nus, uma vez que a falta é limitada pelo dispositivo de proteção contra curto-circuito. Por outro lado, no caso de linhas com condutores cobertos, o revestimento impede a propagação do arco em freqüência industrial ao longo da linha e, portanto, uma descarga disruptiva entre fases de tais linhas pode causar uma avaria mecânica dos condutores. (67)







Figura 6 - Exemplo de sobretensões em linhas de distribuição devido a descargas diretas (a) adaptada de (68) (b) adaptada de (69).

#### 3.2 Descargas Indiretas

Embora as sobretensões associadas às descargas diretas à linha sejam muito mais severas, as provocadas por descargas próximas têm uma frequência de ocorrência bem maior e são geralmente responsáveis por um maior número de descargas disruptivas e de interrupções no fornecimento de sistemas de distribuição de classe de tensão igual ou inferior a 15 kV. Devido ao impacto das sobretensões induzidas por descargas indiretas no desempenho e na qualidade de energia de sistemas de distribuição, diversos estudos teóricos e experimentais têm sido realizados para melhor compreender as suas características ou para avaliar a eficácia dos métodos que podem ser utilizados para a sua mitigação (7, 9, 13, 15 - 19, 22, 70 -96).

As amplitudes e formas de onda das tensões induzidas dependem de muitos parâmetros das descargas e são substancialmente afetadas pela configuração da rede. A avaliação de tais transitórios requer o cálculo dos campos gerados pela descarga atmosférica que são definidos pela distribuição espaço-temporal da corrente ao longo do canal, assim como pelos parâmetros elétricos do solo. Para análise de interações eletromagnéticas entre o campo e os condutores da linha é necessário um modelo de acoplamento adequado. No que diz respeito a investigações experimentais, Yokoyama et al. apresentam em (7, 9, 13) medidas simultâneas de tensões induzidas e correntes de descarga correspondentes, permitindo assim comparações entre os resultados medidos e calculados. A avaliação de três teorias diferentes para o cálculo de tensões induzidas em linhas aéreas apresentado em (93) conclui que o modelo de Rusck (80) leva a resultados consistentes. No entanto, no modelo original o campo elétrico é considerado constante na região entre a linha e o solo, os comprimentos da linha e do canal da descarga são considerados infinitos, as linhas devem ser retas (sem alteração de direção) e portanto configurações realistas não podem ser consideradas. Estas restrições limitam a aplicação do modelo, então um aprimoramento do mesmo foi proposto por Piantini e Janiszewski (15). O novo modelo (Modelo de Rusck Extendido ou "Extended Rusck Model" -ERM) supera estas limitações e permite levar em consideração a incidência de descargas próximas a objetos elevados, a ocorrência de "upward leaders" (líderes ascendentes), e a presença de cabos guarda aterrados (ou condutores neutros) e equipamentos como transformadores e pára-raios. Linhas com várias seções de diferentes direções podem ser consideradas através da correta avaliação dos tempos de atraso dos componentes de tensão gerados em cada porção infinitesimal do condutor, os quais determinam a tensão induzida em um determinado ponto da linha (14).

A validade do ERM foi comprovada por meio de várias comparações entre resultados teóricos e experimentais (14, 18, 94) para o caso de canal de descarga perpendicular ao solo. Esta é, de fato, a hipótese sob a qual o modelo de Rusck foi desenvolvido e Cooray (95), Michishita e Ishii (96) demonstraram que, nessa condição, o modelo leva a resultados idênticos àqueles obtidos pelo modelo proposto por Agrawal *et al.* (97) cuja validade foi demonstrada em (21, 76, 85, 98).

O cálculo de tensões induzidas em linhas aéreas por descargas atmosféricas através do ERM se baseia nos potenciais elétricos e magnéticos devido às cargas e correntes no canal. O potencial escalar de indução associado às cargas age como uma fonte distribuída e é responsável pela geração de ondas que se propagam ao longo dos condutores. Por outro lado, o potencial magnético associado às correntes contribui para derivada temporal da tensão total induzida em cada ponto da linha.(99)

No caso de descargas diretas em um objeto metálico elevado, o "return stroke" se inicia no topo da estrutura. A corrente através do objeto atingido se propaga em uma velocidade muito próxima à velocidade da luz no vácuo, ao passo que no canal da descarga a velocidade é uma fração deste valor.

As tensões U(x,t) induzidas em uma linha aérea localizada nas vizinhanças do objeto atingido são obtidas através da adição de componentes associados às cargas no canal de descarga (componente eletrostático) àqueles associados às correntes no canal da descarga e no objeto atingido (componentes magnéticos). Assim,

$$U(x,t) = U_1(x,t) + \int_0^h \frac{\partial Ai(x,t)}{\partial t} dz + \int_0^h \frac{\partial Ai_t(x,t)}{\partial t} dz \qquad (11),$$

onde  $U_1(x,t)$  é o potencial escalar induzido, h é a altura da linha, e Ai(x,t) e Ait(x,t) são potenciais vetores associados às correntes que se propagam através do canal de descarga e do objeto atingido, respectivamente.(14) O procedimento para o cálculo de tensões induzidas em linhas aéreas no caso de descargas em objetos altos situados em suas proximidades, desconsiderando as reflexões na base e no topo da estrutura, é descrito em (15).

As formas de onda de tensões induzidas apresentadas por Yokoyama et al. em (7, 9, 13) foram medidas em uma linha experimental com o formato indicado na Figura 7. Elas foram obtidas simultaneamente com correntes de descarga que atingiram uma torre metálica de 200 m de

altura situada à distância de 200 m da linha experimental. Conversores ópticos e elétricos foram utilizados para a transmissão das formas de onda obtidas por cabos ópticos e, depois de uma conversão óptica-elétrica, os dados foram armazenados em fitas magnéticas. Devido às características dos conversores, as formas de onda gravadas apresentaram tempos de cauda mais curtos que as ondas reais (100). Considerou-se o comprimento do canal da descarga igual a 3 km e também que a velocidade de propagação da corrente no canal é constante e igual a de 30 % da velocidade da luz no vácuo, pois esses parâmetros não foram medidos.



Figura 7 – Vista de cima das linhas experimentais onde as medições foram realizadas (7, 9, 13), adaptada de (101).

A Figura 8 apresenta as tensões induzidas medidas e calculadas na linha experimental por descargas descendentes negativas que atingiram a torre. A forma de onda da corrente da descarga também é apresentada. Como demonstrado em (102), os cálculos apresentados na Figura 8 levam em consideração os efeitos da torre, a topologia da linha, o comprimento finito do canal de descarga, estão em melhor concordância com as formas de onda da tensão medida do que aqueles realizados pelo modelo original de Rusck. Apesar das diferenças na cauda, tanto as amplitudes como as frentes das ondas são bem reproduzidas pelo ERM.

As discrepâncias observadas podem ser atribuídas parcialmente à representação da forma de onda da corrente de descarga, que tem influência significativa nas tensões induzidas, especialmente no caso de descargas em objetos metálicos elevados. Outras razões para as diferenças são as características dos conversores eletro-ópticos, como já foi mencionado, o modelo de Linha de Transmissão (LT) (102) adotado para a determinação da distribuição da corrente ao longo do canal de descarga, e o fato de que reflexões não foram consideradas na base e no topo da estrutura. Maiores discrepâncias poderiam ser observadas no caso de

correntes de descarga com frentes mais íngremes, por neste caso as correntes ao longo da torre seriam afetadas de forma mais significativa pelas reflexões nas extremidades da torre.



Figura 8 - Tensão induzida por descarga medida (M) e calculada (C) em ponto de observação na Figura 7 e forma de onda da corrente de descarga correspondente adaptada de (101).
a) Caso 81-02 (13)
b) Caso 86-03 (7)

Finalmente, o fato de se assumir a velocidade de propagação de corrente constante e igual a 30 % da velocidade luz no vácuo (c) e de um canal de descarga perpendicular ao plano de terra, perfeitamente condutor, também contribui para desvios. Por essas razões as comparações só podem ser feitas sob o aspecto qualitativo. Mesmo assim, a concordância global entre resultados teóricos e experimentais é bastante razoável e indica a adequação do

ERM, cuja validade também foi confirmada por muitas outras comparações entre resultados de medição e de cálculo. (14)

Uma comparação utilizando dados do modelo em escala 1:50 descrito em (19, 21, 76) é apresentada na Figura 9, onde as escalas de tensão e tempo são referidas ao sistema real, aplicando os fatores escalares correspondentes (1:18000 e 1:50, respectivamente). Nessa configuração simples, a linha é casada em ambas as terminações. Uma boa concordância é observada entre as tensões medidas e calculadas.



Figura 9 - Tensão induzida por descarga medida (M) e calculada (C) obtida em um modelo em escala 1:50 (todos os parâmetros são referentes ao sistema de tamanho real). Corrente de descarga com valor de pico de 34 kA, tempo de frente de 2 μs, e velocidade de propagação de 11 % c. Adaptada de (14).
a) topologia de linha (vista superior)
b) tensões induzidas

Em (21, 76) o mesmo modelo em escala reduzida foi utilizado para validar o modelo de acoplamento de Agrawal *et al.* (97) através de comparações com simulações realizadas

utilizando o código LIOV-EMTP (76, 85, 98), considerando configurações de rede mais complexas.

As amplitudes e formas de onda das tensões induzidas por descarga variam muito e são particularmente afetadas por:

- magnitude, tempo de frente e propagação da velocidade da corrente de descarga;
- distância entre a linha e o ponto de descarga;
- ocorrência de líderes ascendentes ("upward leaders");
- posição ao longo da linha;
- resistividade do solo;
- altura do condutor;
- configurações da linha (horizontal ou vertical, rural ou urbana);
- presença de cabo guarda ou condutor neutro;
- resistência de terra;
- posição relativa entre o local da descarga e pára-raios;
- distância entre pára-raios;
- características U / I dos pára-raios.

No caso de uma descarga em uma estrutura elevada nas proximidades da linha, a tensão induzida também depende da altura, impedância da descarga e impedância da terra da estrutura e da impedância equivalente do canal de descarga.

A título de exemplo, as Figuras 10 e 11 mostram que parâmetros como a distância da descarga à linha e o tempo de frente da corrente influenciam significativamente as amplitudes e formas de onda das tensões induzidas. Os cálculos feitos com o ERM se referem a uma linha trifásica de 10 m de altura, 2 km de comprimento, casada em ambas as terminações. Não possui páraraios, cabo-guarda ou condutor neutro e o solo é considerado como sendo um plano perfeitamente condutor. A corrente de descarga tem uma forma de onda triangular com o tempo de frente, *tf*, tempo até o zero igual a 150  $\mu$ s e amplitude (*I*) igual a 50 kA.

Propaga-se ao longo do canal de descarga com velocidade (v) igual a 90 m /  $\mu$ s (30 % da velocidade da luz no vácuo), e o modelo de Linha de Transmissão é utilizado para o cálculo de sua distribuição ao longo do canal. O ponto de descarga é equidistante das terminações e a distância entre a linha e o local da descarga (d) é igual a 50 m.

A influência do tempo de frente da corrente de descarga é ilustrada na Figura 10 para os casos de *tf* igual a 2  $\mu$ s, 4  $\mu$ s, e 6  $\mu$ s. A tensão induzida é diretamente proporcional à taxa de crescimento da corrente. Portanto, para uma amplitude de corrente constante, a tensão de pico aumenta quando o *tf* diminui. A Figura 11 mostra que a distância *d* tem influência substancial nas tensões induzidas. Quanto menor a distância, maiores são as tensões induzidas.



Figura 10 - Tensões induzidas no ponto mais próximo ao local de incidência da descarga (d = 50 m), para diferentes tempos de frente da corrente (tf).



Figura 11 - Tensões induzidas no ponto mais próximo ao local de incidência da descarga para diferentes distâncias entre a linha e o canal da descarga (*d*). Tempo de frente da corrente  $tf = 2 \mu s$ .

Um exemplo de forma de onda de tensão induzida registrada em uma linha não energizada de 2,7 km de extensão, casada em ambas as terminações, é apresentado na Figura 12.



Figura 12 – Exemplo de tensão induzida típica por descarga atmosférica em linha de distribuição. Adaptado de (14)

O sistema no qual se registrou a tensão mostrada na Figura 12 foi desenvolvido pelo Centro de Estudos em Descargas Atmosféricas e Alta Tensão (CENDAT/USP) para medir as tensões induzidas por descargas atmosféricas em duas linhas monofásicas não energizadas, assim como a corrente de descarga que eventualmente atingir uma torre próxima, localizada no campus da Universidade de São Paulo em São Paulo, nas dependências do Instituto de Eletrotécnica e Energia (IEE / USP) (4, 82, 103).

A metodologia é baseada em medições simultâneas de tensões induzidas por descargas em duas linhas monofásicas, não energizadas de 2,7 km de comprimento. Pára-raios estão instalados em uma das linhas, enquanto a outra foi deixada sem proteção. Assim, os dados obtidos das duas linhas permitem uma análise comparativa do efeito dos pára-raios na redução da amplitude das tensões induzidas. As linhas são instaladas em cruzetas de 6 m e são apoiadas pelos mesmos postes. A tensão induzida é medida em dois pontos diferentes em cada linha.

Uma torre metálica de 62,5 m de altura isolada do solo foi colocada na vizinhança das linhas e as correntes associadas às descargas diretas são medidas por meio de um resistor "shunt" instalado em sua base. Desse modo, se um raio atinge a torre, o osciloscópio instalado em sua base e os osciloscópios localizados nas duas linhas registram, respectivamente, a corrente de

descarga e as formas de onda da tensão induzida correspondente. Se a descarga atinge o solo ou qualquer outra estrutura nas vizinhanças das linhas, apenas as formas de onda das tensões induzidas são registradas.

Os sinais elétricos gravados no osciloscópio são transmitidos através de cabos de fibra óptica para um computador localizado na estação de medição, e mini-modems são responsáveis pela conversão dos sinais elétricos / ópticos e ópticos / elétricos. Assim, os registros relacionados às correntes que atingem a torre e as tensões induzidas nas duas linhas são armazenados em um computador.

A Figura 13 apresenta as dimensões relevantes das duas linhas e mostra a posição dos páraraios, as condições das terminações das linhas e o local dos pontos de medição de tensão 1, 2, 3 e 4. Os pontos 1 e 2 são relativamente próximos a um pára-raios (cerca de 30 m), enquanto os pontos 3 e 4 estão a aproximadamente 181 m do pára-raios mais próximo. A distância entre a torre e a linha mais próxima (linha sem pára-raios) é de 67 m.



Figura 13 - Traçado real das linhas experimentais indicando a localização dos pára-raios, torre e estação de medição. (103)

Resistores de casamento foram instalados em ambas as terminações da linha desprotegida, para evitar reflexões. Outro resistor de casamento foi instalado na extremidade da linha protegida mais distante dos pontos de medição, enquanto que na outra terminação foi instalado um pára-raios. A Figura 14 mostra o poste com o sistema de medição de tensão relativa aos pontos da Figura 13, enquanto uma visão geral das linhas experimentais é apresentada na Figura 15.



Figura 14 - Sistema de medição de tensão - pontos 3 e 4. (4).

O efeito do acoplamento mútuo entre as linhas na tensão induzida para a distância de 6 m (comprimento das cruzetas) foi investigado por meio de simulações realizadas com o ERM, com a torre modelada de acordo com o método descrito em (15). Os resultados mostraram que as diferenças entre as tensões induzidas na linha desprotegida, considerando ou não a presença da linha com pára-raios, geralmente não é muito significativa, ao menos no que diz respeito à suas amplitudes (82). Assim, a análise dos efeitos dos pára-raios pode ser feita por meio de comparações diretas entre tensões induzidas nas duas linhas (4).



Figura 15 – Trecho das linhas experimentais (4).

O sistema começou a operar na temporada de tempestades do final de 2001 / 2002 e desde então muitas formas de onda de tensões foram armazenadas. O primeiro conjunto de resultados foi obtido com as duas linhas sem pára-raios e casadas em ambas as terminações. (4). A Figura 16 mostra tensões gravadas simultaneamente nos pontos 2 e 4 para duas descargas diferentes. Como esperado para uma distância de 154 m entre os pontos, as tensões são muito próximas. Resultados semelhantes foram obtidos nos pontos 1 e 3, como mostrado na Figura 17.



(a)



(b)

Figura 16 - Tensões induzidas simultaneamente nos pontos de medição 2 e 4 adaptada de (4). a) 23 de janeiro, 2004 (17h52') b) 30 de janeiro, 2004 (17h16')



(a)



Figura 17 - Tensões induzidas simultaneamente nos pontos de medição 1 e 3 (adaptada de (4). a) 7 de março, 2004 (18h30') b) 30 de janeiro, 2004 (17h16')

Ainda com as linhas possuindo a mesma configuração, comparações foram feitas entre as tensões induzidas simultaneamente nos pontos das linhas que se defrontam (pontos 1 e 2 e pontos 3 e 4). Os resultados, mostrados na Figura 18, são muito próximos, embora seja possível observar uma diferença em aproximadamente 18 µs (correspondente a cerca de 13 µs

após a origem virtual das formas de onda). É muito provável que este fato tenha sido causado por reflexões devido à ocorrência de contato entre a linha com os pontos de medição 1 e 3 e uma árvore localizada à aproximadamente 1400 m do ponto 1, como confirmado depois através de inspeção visual (4).



Figura 18 - Tensões induzidas simultaneamente em duas linhas (30 de janeiro, 2004 - 17h16'). Adaptada de (4). a) Pontos de medição 1 e 2 b) Pontos de medição 3 and 4

As tensões induzidas apresentadas nas Figuras 19 e 20 foram medidas com as linhas de acordo com as configurações mostradas na Figura 13, ou seja, com os pára-raios instalados na linha que contém os pontos 2 e 4 ("linha protegida").

Duas formas de onda de tensões induzidas simultaneamente nos pontos 3 e 4 são apresentadas na Figura 19. A tensão induzida na linha com pára-raios é mais alta do que a induzida na linha sem proteção (a qual é casada em ambas as extremidades) devido a reflexões que ocorrem em sua terminação. É importante destacar que, nesse caso, a amplitude da tensão induzida na terminação da linha (pára-raios ZnO, classe 10 kA, tensão nominal 12 kV) foi inferior à tensão de operação do pára-raios, o qual se comportou, portanto, praticamente como um circuito aberto (4).

A Figura 20 apresenta as tensões induzidas pela mesma descarga nos quatro pontos de medição. Como no caso anterior, os pára-raios não operaram e, conseqüentemente, as amplitudes das tensões foram maiores nas linhas protegidas.



Figura 19 - Tensões induzidas nos pontos de medição 3 e 4 (4 de março, 2002 - 16h16'). Adaptada de (4).



(a)



(b) Figura 20 - Tensões induzidas simultaneamente em duas (17 de março, 2002 - 16h50'). Adaptada de (4). a) Pontos de medição 1 and 2 b) Pontos de medição 3 and 4

Estudos a respeito das tensões induzidas em linhas aéreas devido a descargas atmosféricas indiretas foram também realizados no Instituto de Eletrotécnica e Energia da Universidade de São Paulo através de um modelo em escala 1:50 (19, 21, 22, 99, 104 – 107). Foram desenvolvidos modelos para representação de pára-raios e duas linhas de distribuição foram

dispostas simetricamente em relação ao modelo do canal da descarga. Uma das linhas foi equipada com pára-raios ou com cabo guarda, enquanto a outra permaneceu desprovida de qualquer tipo de proteção. As tensões induzidas em ambas as linhas foram medidas simultaneamente. Esta metodologia foi pioneira no sentido de ter tornado possível uma avaliação direta da eficácia dos pára-raios e do cabo guarda em termos de redução das tensões induzidas por descargas indiretas ao comparar as tensões induzidas pela mesma descarga em duas linhas com diferentes configurações.

As principais vantagens dessa técnica são a possibilidade de se obter grande quantidade de dados em um tempo relativamente curto, uma vez que o modelo tenha sido implementado, e o fato de que os ensaios são realizados em condições controladas. Os fatores de escala (definidos como relação entre os valores de uma grandeza no modelo e no sistema real) mais importantes encontram-se na Tabela 2.

GRANDEZA	FATOR DE ESCALA
comprimento	1:50
tempo	1:50
resistência	1:1
capacitância	1:50
indutância	1:50
impedância	1:1
condutividade	50:1
velocidade de propagação	1:1
freqüência	50:1
tensão	1:18000
corrente	1:18000

Tabela 2 - Fatores de escala (107).

A seguir são apresentadas, nas Figuras 21 e 22, formas de onda de tensões induzidas medidas em diferentes condições. As configurações de linha adotadas podem ser consideradas realistas e representativas de linhas de distribuição rurais, sendo portanto conveniente referir as correntes e tensões ao sistema real. Assim, as escalas de tempo e tensão, bem como os valores dos vários parâmetros, estão referidas ao sistema real utilizando os fatores de escala

apresentados na Tabela 2. Nas legendas, os símbolos d,  $R_g$ , I,  $t_f$ , e tc representam, respectivamente, a distância do ponto de incidência da descarga à linha, o valor da resistência de terra e a amplitude e os tempos de frente e de cauda da corrente da descarga.



Figura 21 - Tensões induzidas em redes com e sem pára-raios. (adaptada de (105). Descarga em frente a um conjunto de pára-raios. I = 38 kA;  $t_f = 3,2 \ \mu s$ ;  $tc = 58 \ \mu s$ ;  $d = 70 \ m$ ; espaçamento de 600 m entre pára-raios.





Figura 22 - Tensões induzidas em linhas com e sem pára-raios (PR's) para diferentes espaçamentos de pára-raios adaptada de (106). Local de incidência da descarga eqüidistante a dois conjuntos de pára-raios. I = 38 kA; t<sub>f</sub> = 3,2 μs; tc = 58 μs; d = 70 m; R<sub>g</sub> = 50 Ω.
a) espaçamento entre pára-raios: 300 m
b) espaçamento entre pára-raios: 600 m.

A Figura 23 apresenta uma comparação entre as tensões medidas e calculadas no ponto da linha mais próximo ao local da descarga, sob as seguintes condições: amplitude da corrente I = 36 kA, tempo de frente da corrente  $t_f = 3,1$  µs, distância entre o ponto de incidência da descarga e a linha d = 70 m, distância entre pontos de aterramento adjacentes  $x_g = 450$  m, e a resistência de terra  $R_g = 0 \Omega$ . A linha tinha dois condutores, fase e cabo guarda, respectivamente à altura h = 10 m e  $h_g = 9$  m. A distância horizontal entre os condutores foi igual a 0,75 m e a descarga ocorreu em frente a um ponto de aterramento. A configuração deste ensaio é mostrada na Figura 24a, enquanto a Figura 24b indica uma das configurações utilizadas para a avaliação do efeito de pára-raios.

A Figura 25 apresenta uma comparação entre tensões medidas e calculadas para o caso de pára-raios nas três fases, para o caso de uma linha sem cabo guarda ou condutor neutro. A distância entre os condutores adjacentes foi de 0,75 m. O ponto de observação, equidistante aos dois conjuntos de pára-raios, estava em frente ao local de incidência da descarga, e os valores dos parâmetros, referidos ao sistema real, foram: I = 54 kA, tf = 3,2 µs,  $x_g = 450$  m e  $R_g = 200 \Omega$ .



Figura 23 - Tensões induzidas fase-terra medidas e calculadas no ponto mais próximo ao local de incidência da descarga para a configuração de linha mostrada na Figura 24a.

I = 36 kA;  $t_f = 3,1$  µs, d = 70 m; h = 10 m,  $h_g = 9$  m,  $x_g = 450$  m,  $R_g = 0$   $\Omega$ , ponto de incidência da descarga em frente a um ponto de aterramento. Adaptada de (99).



Figura 24 - Configurações na Linha de Ensaio para as comparações demonstradas na Figura 23 e na Figura 25. Adaptada de (99)

a) Linha com cabo-guarda ( $h_g = 9$  m) b) Linha com pára-raios



Figura 25 - Tensões fase-terra medidas e calculadas no ponto mais próximo ao local de incidência da descarga para a configuração de linha mostrada na Figura 24b. I = 54 kA;  $t_f = 3,2$  µs, d = 70 m; h = 10 m,  $x_g = 450$  m,  $R_g = 200 \Omega$ , descarga equidistante aos dois conjuntos de pára-raios. Adaptada de (99).

A Figura 26 apresenta a tensão fase-terra induzida no ponto central de uma linha de distribuição trifásica com 4 km de comprimento, sem pára-raios. O cálculo foi realizado utilizando-se o ERM. A altura dos condutores fase é de 10 m e a distância entre condutores adjacentes é igual a 0,75 m. O neutro, à altura de 7 m, é aterrado a cada 450 m. Todos os condutores têm o mesmo diâmetro, 1 cm. O local de incidência da descarga é equidistante aos pontos de aterramento do neutro e às extremidades da linha, sendo a sua distância em relação ao ponto de observação igual a 50 m. Os valores da resistência de terra e da indutância do condutor de descida são 20  $\Omega$  e 7  $\mu$ H, respectivamente. O solo é admitido como um plano perfeitamente condutor. A corrente da descarga, mostrada na Figura 27, tem amplitude de 30 kA, velocidade de propagação igual a 40 % da velocidade da luz no vácuo e forma de onda descrita pela Função de Heidler (108):

$$i(t) = \frac{I_0}{\eta} \frac{(t/\tau_1)^n}{[(t/\tau_1)^n + 1]} e^{-(t/\tau_2)}, \qquad \eta = e^{-\left(\frac{\tau_1}{\tau_2}\right) \left(n \cdot \frac{\tau_2}{\tau_1}\right)^{1/n}}$$
(12),

com  $I_0 = 28,3$  kA,  $\tau_1 = 1,75$  µs,  $\tau_2 = 130$  µs e n = 2.



Figura 26 – Tensão fase-terra calculada no ponto mais próximo ao local de incidência da descarga. I = 30 kA; d = 50 m; h = 10 m;  $h_g = 7$  m;  $x_g = 450$  m;  $R_g = 20 \Omega$ ; descarga equidistante das terminações da linha e dos pontos de aterramento do neutro.



Figura 27 – Corrente da descarga atmosférica utilizada na simulação indicada na Figura 26.

Como mostrado neste capítulo, apesar da grande variação de suas formas de onda, as tensões induzidas são caracterizadas por durações muito mais curtas em comparação com a onda de impulso atmosférico normalizada  $(1, 2 / 50 \ \mu s)$ .

# 4 COMPORTAMENTO DE ISOLADORES FRENTE A TENSÕES IMPULSIVAS NÃO NORMALIZADAS - TENSÃO DISRUPTIVA DE IMPULSO ATMOSFÉRICO A 50 %

Conforme visto no Capítulo 3, as sobretensões atmosféricas têm uma faixa de variação muito ampla e suas formas de onda podem diferir bastante do impulso atmosférico normalizado, o que mostra a importância de se avaliar o comportamento das isolações dos equipamentos frente a sobretensões com diferentes características. Neste trabalho todos os ensaios foram realizados em um isolador tipo pino, de porcelana, com tensão nominal de 15 kV e distância de arco a seco igual a 14 cm.

É apresentado inicialmente, de forma sucinta, o funcionamento dos geradores de impulsos de alta tensão, bem como as modificações necessárias para a geração de impulsos com características semelhantes às das tensões induzidas por descargas atmosféricas. Em seguida são apresentados os procedimentos adotados para obtenção dos dados necessários para a avaliação do comportamento do isolador, a saber, a determinação da tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % e da característica tensão x tempo. A seguir são apresentados e discutidos os resultados dos ensaios de tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 %. A aplicação e análise dos métodos derivados do modelo do efeito disruptivo é realizada no Capítulo 5.

## 4.1 Geração de Altas Tensões Impulsivas

A avaliação do desempenho das isolações dos equipamentos de alta tensão frente a sobretensões atmosféricas é realizada através do ensaio de impulso atmosférico, sendo para isso utilizado o impulso atmosférico normalizado. A Figura 28 mostra o impulso atmosférico pleno, bem como os pontos relevantes para a definição de seus parâmetros.



Figura 28 - Impulso atmosférico pleno. Adaptada de (2)

De acordo com a norma NBR 6936 / 1992 (2), impulso atmosférico pleno é definido como o impulso que não é interrompido por uma descarga disruptiva. Outras definições, apresentadas na mesma norma, são apresentadas a seguir:

**Impulso atmosférico cortado**: impulso atmosférico interrompido por uma descarga disruptiva causando uma queda abrupta da tensão até um valor praticamente nulo.

**Origem virtual** ( $O_1$ ): instante que precede o tempo correspondente ao ponto A (Figura 28) de 0,3 T<sub>1</sub>. Para oscilogramas com tempo de varredura linear, a origem ( $O_1$ ) é a intersecção com o eixo de tempo da reta traçada pelos pontos de referência A e B.

**Tempo de frente** ( $T_1$ ): parâmetro virtual definido como 1,67 vezes o intervalo de tempo T entre os instantes correspondentes a 30 % e 90 % do valor de crista do impulso atmosférico (pontos A e B da Figura 28).

**Tempo até o meio valor** ( $T_2$ ): parâmetro virtual definido como o intervalo de tempo entre a origem virtual ( $O_1$ ) e o instante no qual a tensão atinge a metade do valor de crista, na cauda.

**Tempo até o corte** ( $\mathbf{T}_c$ ): aplicável a impulso atmosférico cortado, é o parâmetro virtual definido como o intervalo de tempo entre a origem virtual ( $O_1$ ) e o instante do corte.

**Instante do corte**: instante no qual se inicia queda abrupta da tensão que caracteriza o impulso atmosférico cortado.

Esses conceitos foram utilizados para a determinação dos parâmetros de todos os impulsos usados nos ensaios.

O impulso pleno normalizado é designado como  $1,2 / 50 \ \mu$ s, ou seja, tem tempo de frente de 1,2 \mu s e tempo até meio valor de 50 \mu s. As tolerâncias dos parâmetros de tempo para o impulso normalizado são de  $\pm 30 \%$  e de  $\pm 20 \%$  para o tempo de frente e o tempo até o meio valor, respectivamente.

O circuito normalmente utilizado para a geração de altas tensões impulsivas é relativamente simples. A onda normalizada pode ser obtida através da descarga de dois capacitores, uma vez que pode ser composta pela superposição de duas funções exponenciais. O primeiro capacitor é escolhido adequadamente, para ser carregado com uma fonte de corrente contínua e descarregado através de um centelhador. O objeto sob ensaio possui uma característica essencialmente capacitiva, uma vez que é constituído pela isolação do equipamento, portanto ele próprio é o segundo capacitor.

Um circuito básico de um gerador de impulsos de um único estágio é apresentado na Figura 29. O capacitor  $C_1$  é carregado lentamente através de uma fonte de corrente contínua até ocorrer a disrupção no centelhador G. O resistor de amortecimento ou resistor de frente  $R_1$ controla o tempo de frente  $T_1$ . O resistor  $R_2$ , chamado de resistor de descarga ou de cauda, descarregará os capacitores, controlando essencialmente o tempo de cauda da onda. A capacitância  $C_2$  representa a carga total, ou seja, a carga do objeto sob ensaio e todos os outros elementos capacitivos em paralelo (dispositivo de medição, capacitores de carga adicionais etc.).



Figura 29 - Gerador de impulsos de um único estágio, onde  $C_1$  é o capacitor de descarga,  $C_2$  é a carga capacitiva,  $R_1$  é o resistor de frente ou de amortecimento e  $R_2$  o resistor de cauda ou de descarga (109).

Fazendo a análise desse circuito, demonstra-se que a tensão de saída U(t) é dada por (109):

$$U(t) = \frac{U_0}{k} \frac{1}{(\alpha_2 - \alpha_1)} \left[ e^{(-\alpha_1 t)} - e^{(-\alpha_2 t)} \right]$$
(13),

onde  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$  são as raízes da equação

$$s^{2} + as + b = 0$$
 ou  $\alpha_{1}, \alpha_{2} = \frac{a}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{a}{2}\right)^{2} - b}$  (14)

e

$$a = \left(\frac{1}{R_1 C_1} + \frac{1}{R_1 C_2} + \frac{1}{R_2 C_1}\right)$$
(15)  
$$b = \left(\frac{1}{R_1 R_2 C_1 C_2}\right)$$
(16)  
$$k = R_1 C_2$$
(17).

A tensão de saída U(t) é, portanto, a superposição de duas funções exponenciais de sinais diferentes. De acordo com a equação (14), a raiz negativa leva a uma constante de tempo  $1 / \alpha_1$ , maior que a positiva,  $1 / \alpha_2$ . A Figura 30 mostra a composição das duas funções, resultando na forma de onda tensão de impulso.

O gerador de impulsos de um único estágio apresenta alguns problemas para tensões mais elevadas, como por exemplo, o diâmetro das esferas e a distância entre eletrodos do centelhador, a dimensão física dos elementos do circuito, a dificuldade em obter altas tensões contínuas para carregar  $C_1$  e para diminuir as descargas corona. A fim de solucionar esses problemas, Marx (110 apud 109) sugeriu uma montagem onde um determinado número de capacitores é carregado em paralelo e descarregado em série através dos centelhadores.



Figura 30 - Componentes da forma de onda de impulso de tensão de acordo conforme circuito mostrado na Figura 29. Adaptado de (109).

Um exemplo de circuito do gerador de impulsos de Marx é apresentado na Figura 31. Nesse tipo de gerador, os capacitores C'<sub>1</sub> são carregados em paralelo através dos resistores de carga R'. Quando estão carregados, ocorre a disrupção nos centelhadores e os capacitores descarregam-se em série. Assim, as tensões são somadas a cada estágio. Desse modo, consegue-se obter altas tensões sem a necessidade de dispor de capacitâncias de tensões muito elevadas e centelhadores com grande distância entre eletrodos.

Na Figura 31, R'<sub>1</sub> é o resistor interno de frente e R'<sub>2</sub> é o resistor interno de cauda. Os resistores internos fazem parte do corpo do gerador e têm valores fixos, ou seja, não é possível alterar o valor da resistência. R''<sub>1</sub> é o resistor externo de frente. Esse resistor é utilizado para ajustar a forma de onda, dependendo da capacitância do objeto ensaiado. C<sub>2</sub> é a capacitância da carga.



Figura 31 - Gerador de impulsos multi-estágio. Adaptado de (109).

O gerador de impulsos do Laboratório de Alta Tensão do Instituto de Eletrotécnica e Energia da USP, onde foram realizados os ensaios, possui 15 estágios de 200 kV com capacitância de 750 nF e energia de 15 kJ. Portanto, a tensão máxima é de 3 MV, a capacitância do conjunto é de 50.000 pF e a energia total é de 225 kJ. Os resistores de frente e de cauda são de 12  $\Omega$  e 7 k $\Omega$ , respectivamente.

A medição dos impulsos foi realizada com um divisor resistivo de 500 kV com tempo de resposta de 27 ns, em conjunto com um sistema de medição digital de 12 bits de resolução vertical. A incerteza de medição do sistema é de  $\pm$  3 %.

Os geradores de impulsos são projetados para gerar ondas do tipo dupla exponencial, mais especificamente as normalizadas de impulso atmosférico e de manobra, esta última com a

inclusão de resistores adequados. Porém conforme visto no Capítulo 3, as sobretensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas apresentam geralmente cauda bem mais curta que o impulso normalizado.

Para a obtenção de ondas com caudas curtas a eficiência do gerador diminui muito, devido ao uso de resistores de frente com resistências maiores que as utilizadas em circuitos para geração da onda normalizada. Isso traz dificuldades e, eventualmente, a necessidade de ajustes no circuito do gerador. Em (111) Carrus compara algumas das técnicas para a geração de ondas com cauda curta.

No presente trabalho foram realizadas modificações nos valores dos resistores externos, na carga capacitiva e na capacitância do gerador, variando o número de estágios utilizados de acordo com a forma de onda pretendida. Detalhes dessas modificações são apresentados no item 4.3.

Foram utilizados resistores externos de frente e de cauda do tipo fita. Esse resistor, de fio de níquel-cromo, é construído de forma a apresentar uma indutância muito baixa. Ele possui também outra característica bastante útil, pois a sua resistência pode ser variada curto-circuitando-se partes do mesmo, desde que se tome o cuidado de garantir que o comprimento da parte não curto-circuitada seja suficiente para evitar a ocorrência de descarga disruptiva no próprio resistor.

## 4.2 Ensaios

Os ensaios objetivaram a determinação das tensões disruptivas de impulso atmosférico a 50 % e a obtenção das curvas tensão disruptiva de impulso atmosférico x tempo para a disrupção considerando tensões impulsivas com diferentes formas de onda. A seguir são apresentados alguns conceitos importantes relativos aos ensaios.

#### 4.2.1 Tensão Disruptiva de Impulso Atmosférico a 50 %

As descargas disruptivas envolvem fenômenos aleatórios, por isso métodos estatísticos são necessários para obtenção de informações mais significativas sobre o comportamento das isolações. Três métodos são normalmente utilizados para a avaliação estatística dos resultados

de ensaios em alta tensão: método dos níveis múltiplos, método de acréscimo e decréscimo e método das descargas sucessivas (2).

Neste trabalho são usados dois métodos: o método de acréscimo e decréscimo de 50 % de probabilidade de descarga disruptiva e o método dos níveis múltiplos. O primeiro consiste em efetuar um total de 20 aplicações de tensão com a mesma forma de onda. O nível de tensão relativo a cada aplicação deve ser acrescido ou reduzido de um valor de 3 % em relação ao nível anterior, de acordo com o resultado da aplicação precedente. O próximo nível é aumentado se não houver descarga disruptiva ou reduzido no caso de ocorrência de descarga. O desvio padrão dos resultados pode ser obtido utilizando-se um dos métodos de aplicação de verossimilhança previstos em (2).

O método dos níveis múltiplos consiste em realizar uma série de 10 aplicações de mesma forma de onda e mesmo valor de crista de tensão U<sub>i</sub>. O procedimento é repetido até se obter um número mínimo de 5 níveis diferentes de tensões U<sub>i</sub>, cada nível com um número de descargas disruptivas, também diferentes. Assim pode-se ter, por exemplo, 1 descarga disruptiva para o nível U<sub>1</sub>, 3 descargas disruptivas para o nível U<sub>2</sub>, 4 descargas disruptivas para o nível U<sub>3</sub>, 7 descargas disruptivas para o nível U<sub>4</sub> e 8 descargas disruptivas para o nível U<sub>5</sub>. O número de descargas disruptivas pode variar para cada nível de tensão. Com esse procedimento, é possível se determinar, além da tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 %, o desvio padrão.

# 4.2.2 Determinação da Curva Tensão - tempo para Impulsos com Forma Presumida Constante

Esse ensaio consiste em determinar a curva tensão disruptiva de impulso atmosférico - tempo até a disrupção, sendo que esse tempo pode ocorrer na cauda, na crista ou na frente da onda. De acordo com a norma NBR 6936 / 1992 (2), a curva é obtida pela aplicação da tensão de impulso com a forma presumida constante, ou seja, sem modificar os parâmetros do circuito, mantendo assim o mesmo tempo de frente e o tempo até o meio valor, mas com diferentes valores de crista, como mostra a Figura 32.

Para a determinação de cada ponto da curva U x t foram aplicados cinco impulsos de tensão com o mesmo valor de crista prospectivo, para ambas as polaridades. Quando houve descarga
nas cinco aplicações, esse ponto foi considerado. Quando deixou de ocorrer uma descarga, o valor prospectivo de crista da tensão foi aumentado até que ocorressem as cinco disrupções. A partir desse ponto, o valor da tensão de crista prospectiva foi aumentado até que a disrupção começasse a ocorrer na frente da onda. Devido às características do circuito de disparo do gerador e aos processos físicos de formação da descarga, nem sempre se obteve exatamente o mesmo valor de crista nas cinco aplicações de cada nível de tensão, ocorrendo geralmente pequenas variações em torno desse valor. Para efeito de determinação da característica U x t, cada ponto da curva corresponde ao valor de crista médio da tensão e ao valor médio do tempo até o corte.



Figura 32 - Curva tensão - tempo para impulsos de forma presumida constante.

# 4.2.3 Fatores de Correção devido às Condições Atmosféricas

A descarga disruptiva no ar depende das condições atmosféricas, por isso os resultados dos ensaios de alta tensão devem ser corrigidos para valores de referência. As seguintes condições de referência são normalmente consideradas por normas nacionais (2) e internacionais (1):

- temperatura  $T_0 = 20^{\circ}C$ ;
- pressão b<sub>0</sub> = 101,3 kPa (1013 mbar);
- umidade absoluta =  $11 \text{ g} / \text{m}^3$ .

A tensão disruptiva no ar é proporcional ao fator de correção k<sub>t</sub>, que é produto de dois fatores (2):

$$\mathbf{k}_{\mathrm{t}} = \mathbf{k}_1 \, \mathbf{k}_2 \qquad (18)$$

onde  $k_1$  é o fator para correção da densidade do ar e  $k_2$  é o fator de correção para a umidade.

O fator de correção para a densidade do ar  $(k_1)$  depende da densidade relativa do ar  $(\delta)$  e do expoente m, podendo ser expresso como:

$$\mathbf{k}_1 = \left(\delta\right)^m \tag{19},$$

onde m é um valor aproximado, ainda em estudo, que pode ser obtido a partir da Figura 33, e

$$\delta = \frac{b}{b_0} \frac{273 + T_0}{273 + T} \qquad (20).$$

As temperaturas T e T<sub>0</sub> são expressas em graus Celsius (°C) e as pressões b e  $b_0$  na mesma unidade (kPa ou mbar).

O fator de correção da umidade é expresso por:

$$k_2 = (k')^w$$
 (21),

onde k' é um parâmetro que depende do tipo da tensão de ensaio. Para aplicações práticas, pode ser obtido como uma função da relação da umidade absoluta (h') e da densidade relativa do ar ( $\delta$ ), através da Figura 34. O expoente w, também em estudo, pode ser obtido a partir da Figura 33.

Para obter os expoentes m e w da Figura 33 é necessário calcular o parâmetro g:

$$g = \frac{U_b}{500d'\delta k'} \tag{22},$$

onde:

- U<sub>b</sub> é o valor de crista da tensão disruptiva a 50 % (medida ou estimada) nas condições atmosféricas reais, em kV;
- d' é a menor distância de arco, em m;
- $\delta$  e k' são os valores obtidos anteriormente.



Figura 33 - Valores dos expoentes m para a correção da densidade do ar e w para a correção da umidade. Adaptada de (2).



Figura 34 - Valor de k' para a forma de onda normalizada de impulso atmosférico. Adaptada de (2).

Neste trabalho, a menos que indicado em contrário, todos os valores de tensão obtidos nos ensaios foram corrigidos para as condições atmosféricas de referência.

# 4.3 Tensão Disruptiva de Impulso Atmosférico a 50 % - Resultados e Análise

Inicialmente o isolador foi submetido a ensaios de impulso atmosférico com o objetivo de verificar a influência da variação do tempo de frente  $(T_1)$  e do tempo até o meio valor  $(T_2)$  na tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 %. Os ensaios foram realizados conforme o procedimento do item 4.2.1.

Foram utilizados 15 tipos de ondas de impulso atmosférico, incluindo a normalizada, com frentes curta, normalizada e longa e tempos até o meio valor curto, normalizado e longo.

Os impulsos com frentes mais curtas são característicos de tensões induzidas por descargas subseqüentes (99). Três tipos de impulsos com tempo de frente de 0,4  $\mu$ s foram selecionados, com tempos até o meio valor de 30  $\mu$ s, 50  $\mu$ s e 130  $\mu$ s. Esses três impulsos são mostrados na Figura 35, cada um deles com duas bases de tempo, de modo a se poder observar em detalhe tanto a frente como a cauda.

Foi também selecionado o tempo de frente de 0,8  $\mu$ s com tempos de cauda de 30  $\mu$ s e 50  $\mu$ s. Para o tempo de frente normalizado (1,2  $\mu$ s) foram selecionados cinco diferentes tempos até o meio valor. Na Figura 36 são apresentados os impulsos com tempos de cauda de 30  $\mu$ s, 50  $\mu$ s e 130  $\mu$ s, enquanto que os impulsos com tempos de cauda mais curtos, de 4  $\mu$ s e 20  $\mu$ s, são mostrados na Figura 37.







(a)







Figura 35 – Impulsos com tempo de frente de 0,4  $\mu$ s e diferentes tempos de cauda. a) Impulso  $0,4 / 30 \mu s$ b) Impulso 0,4 / 50 µs c) Impulso 0,4 / 130 µs

9 10













Figura 36 – Impulsos com tempo de frente de 1,2 μs e diferentes tempos de cauda.a)Impulso 1,2 / 30 μsb) Impulso 1,2 / 50 μsc) Impulso 1,2 / 130 μs



Figura 37 – Impulsos 1,2 / 4 μs e 1,2 / 10 μs. a) Impulso 1,2 / 4 μs b) Impulso 1,2 / 10 μs

Além dos impulsos apresentados nas Figuras 35, 36 e 37, foram definidos outros, com tempos de frente superiores ao tempo de frente normalizado, haja vista que frequentemente as tensões induzidas têm essa característica, como ilustrado no Capítulo 3. Foram então considerados tempos de frente de 3  $\mu$ s e de 8  $\mu$ s. Embora também haja registros de surtos atmosféricos com tempos de frente superiores a 7,5  $\mu$ s, as amplitudes desses surtos tendem a ser menores que as amplitudes das sobretensões mais íngremes. Embora tenham sido obtidas através de cálculos, as Figuras 10 e 11 do Capítulo 3 ilustram essa situação. As Figuras 38 e 39 mostram os impulsos 3/10  $\mu$ s, 3/50  $\mu$ s, 8/10  $\mu$ s, 8/30  $\mu$ s e 8/130  $\mu$ s, os quais também foram utilizados na avaliação do comportamento do isolador.



 Figura 38 - Impulsos 3 / 10 μs e 3 / 50 μs.

 a) Impulso 3 / 10 μs
 b) Impulso 3 / 50 μs



(a)







Figura 39 – Impulsos com tempo de frente de 8 μs e diferentes tempos de cauda.
a) Impulso 8 / 30 μs
b) Impulso 8 / 50 μs
c) Impulso 8 / 130 μs

Os ensaios de tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % foram realizados com o isolador montado em uma haste vertical, com a base à altura de 1,05 m do solo. As dimensões do isolador e uma foto do arranjo de ensaio são apresentadas na Figura 40.

O circuito de ensaio dos impulsos 0,4 / 30  $\mu$ s, 0,4 / 50  $\mu$ s, 0,4 / 130  $\mu$ s, 0,8 / 30  $\mu$ s, 0,8 / 50  $\mu$ s, 1,2 / 30  $\mu$ s, 1,2 / 50  $\mu$ s, 1,2 / 130  $\mu$ s, , 3 / 50  $\mu$ s, 8 / 50  $\mu$ s e 8 / 130  $\mu$ s foi o mesmo, sendo modificados apenas os valores dos resistores externos de frente e de cauda (R''<sub>1</sub> e R''<sub>2</sub>) e a capacitância de carga para cada montagem. O gerador de impulsos do Laboratório de Alta Tensão do IEE / USP foi montado com apenas 3 dos seus 15 estágios, de modo que o valor da capacitância do gerador (C<sub>1</sub>) foi de 250 nF. O circuito de ensaio é mostrado na Figura 41, sendo os valores dos resistores e da capacitância apresentados na Tabela 3. Para o impulso 8 / 30  $\mu$ s, o circuito de ensaio foi o mesmo, porém o gerador de impulsos foi montado com os 15 capacitores, com capacitância total de 50 nF. O resistor externo de frente (R''<sub>1</sub>) foi de 180  $\Omega$  e o de cauda, de 4450  $\Omega$ . Foram usados capacitores adicionais de carga que somaram 1740 pF. Na Figura 41 não estão indicadas as capacitâncias parasitas e nem a indutância própria do circuito.

Em relação aos impulsos  $1,2/4 \ \mu s \ e \ 1,2/10 \ \mu s$ , foi utilizado o circuito proposto por Carrus e Funes (110), que consiste em inserir mais um resistor (R) entre o resistor de cauda e a carga. O gerador de impulsos também foi montado com apenas 3 estágios, com capacitância (C<sub>1</sub>) de 250 nF. Para o impulso  $1,2/4 \ \mu s$  os valores utilizados foram: R = 90  $\Omega$ ; R''<sub>1</sub> = 110  $\Omega$ ; R''<sub>2</sub> = 15  $\Omega$ , L = 0,4 mH e C'2 = 2700 pF. O circuito de ensaio é mostrado na Figura 42.



120 mm 60 mm 80 mm 14 mm 14 mm

(a)



(b)

Figura 40 – Dimensões do isolador e arranjo dos ensaios.

a) Isolador utilizado nos ensaios

b) Foto do arranjo de ensaio



Figura 41 – Circuito de ensaio.

Impulso	R" <sub>1</sub> (Ω)	<b>R</b> " <sub>2</sub> ( <b>Ω</b> )	C' <sub>2</sub> (pF)
0,4 / 30 μs	1660	143	-
0,4 / 50 μs	1560	252	-
0,4 / 130 µs	1590	952	-
0,8 / 30	1100	100	300
0,8 /50	1000	250	300
1,2 / 30 μs	940	138	300
1,2 / 50 μs	880	255	300
1,2 / 130 µs	880	952	300
8,0 / 50 μs	2620	190	1740
8,0 / 130 μs	2207	645	1440

Tabela 3 - Parâmetros do gerador de impulsos para os ensaios com impulsos 0,4 / 30 μs, 0,4 / 50 μs, 0,4 / 130 μs, 0,8 / 30 μs, 0,8 / 50 μs, 1,2 / 30 μs, 1,2 / 50 μs, 1,2 / 130 μs, 8 / 50 μs e 8 / 130 μs.



Figura 42 - Circuito para geração dos impulsos 1,2 / 4  $\mu$ s e 1,2 / 10  $\mu$ s.

Para o impulso  $3/10 \,\mu s$  foi utilizado um circuito semelhante ao da Figura 42, porém sem o resistor R. Foram usados 5 estágios do gerador de impulsos, com a capacitância C<sub>1</sub> totalizando 150 pF, o resistor externo de frente (R''<sub>1</sub>) foi de 800  $\Omega$  e o de cauda externo (R''<sub>2</sub>) foi de 10  $\Omega$ . O valor do indutor foi de 0,63 mH e os capacitores de carga (C'<sub>2</sub>) somaram 2300 pF.

Na Tabela 4 são apresentados os resultados dos ensaios de  $U_{50}$ . Na primeira coluna estão relacionados os tempos de frente das ondas e, na primeira linha, os tempos até o meio valor. Desse modo, para o impulso normalizado o valor de  $U_{50}$  para a polaridade positiva é 115 kV e para a polaridade negativa é 133 kV.

Τ <sub>1</sub> (μs)	T <sub>2</sub> (μs) Pol.	4	10	30	50	130
0.4	Pos.	-	-	121	113	114
0,4	Neg.	-	-	136	132	134
0.0	Pos.	-	-	118	116	-
0,8	Neg.	-	-	137	134	-
1 2	Pos.	134	124	117	115	112
1,2	Neg.	148	145	132	133	133
2.0	Pos.	-	119	-	114	-
3,0	Neg.	-	140	-	136	-
<b>8</b> U	Pos.	-	-	113	107	109
8,0	Neg.	-	-	135	128	125

Tabela 4 - Tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % ( $U_{50}$ ).

Na tabela 4 o símbolo"-" indica que não foi realizado o ensaio para o respectivo impulso.

A Tabela 4 mostra que, para todos os impulsos considerados, os valores da tensão  $U_{50}$  para a polaridade positiva foram sempre menores que os valores para a polaridade negativa. A relação entre os valores variou de 0,84 a 0,90, com valor médio de 0,86. A relação obtida em (49) em ensaios realizados em um isolador de pino de 15 kV, de porcelana, com impulsos 1,2 / 50 µs e 0,065 / 5 µs foi igual a 0,86 para ambos. Entretanto, no caso do impulso 0,065 / 5 µs, quando os tempos de corte (isto é, os tempos até a ocorrência da descarga disruptiva) foram inferiores a 0,250 µs, a tensão de descarga disruptiva foi maior para a polaridade positiva. Uma possível explicação apontada em (49) para essa alteração no comportamento da tensão está relacionada ao fato de que, nesses casos, pode não haver tempo suficiente para a criação de uma carga espacial positiva em torno do eletrodo que leve à redução da tensão de descarga.

Para um mesmo tempo de frente e  $T_2$  na faixa de 4 µs a 50 µs, os valores de  $U_{50}$  tendem a diminuir à medida que  $T_2$  aumenta. Esse efeito é mais evidente para tempos até o meio valor de até 30 µs. Tais resultados se justificam porque quanto maior  $T_2$ , maior o tempo em que o isolador fica submetido a uma tensão mais elevada, resultando em uma tensão disruptiva menor que aquela relativa a tensões com tempos de cauda mais curtos. No caso de valores superiores a 50 µs, a variação de  $U_{50}$  é nula ou muito pequena, encontrando-se, nos casos mostrados na Tabela 4, dentro da faixa da incerteza do sistema de medição, que é de ± 3 %. Quando o tempo  $T_2$  varia de 50 µs para 130 µs, por exemplo, o efeito da cauda do impulso é pequeno para a distância de disrupção considerada.

A Tabela 4 também mostra que, para impulsos com tempos de frente  $T_1$  superiores a 1,2 µs e mesmo valor de  $T_2$ , a tensão  $U_{50}$  tende a diminuir com o aumento de  $T_1$ . Isso ocorre porque nesses casos o corte geralmente ocorre na frente do impulso, antes que o valor de crista seja atingido. Assim, quanto maior  $T_1$ , menor o valor de  $U_{50}$ . No caso de tempos de frente inferiores a 1,2 µs, o corte da tensão normalmente ocorre na crista ou após a crista. Assim, embora em princípio impulsos com menores valores de  $T_1$  solicitem mais as isolações pelo fato da tensão atingir o valor de crista em um tempo menor, o fato da disrupção não ocorrer antes da crista tende a fazer com que as diferenças entre os resultados sejam pequenas.

A maior diferença encontrada em  $U_{50}$  para a polaridade positiva foi de 25 %, entre os impulsos  $1,2/4 \mu s$  e  $8/50 \mu s$ ; para a polaridade negativa foi de 18 %, entre os impulsos

 $1,2/4 \ \mu s$  e  $8/130 \ \mu s$ . As maiores diferenças em relação ao impulso normalizado ocorreram para o impulso  $1,2/4 \ \mu s$ , sendo de 17 % na polaridade positiva e de 11 % na polaridade negativa.

# 5 AVALIAÇÃO DOS MÉTODOS DE APLICAÇÃO DO MODELO DO EFEITO DISRUPTIVO

Conforme observado no capítulo 2, um dos modelos mais utilizados na análise do comportamento de isolações frente a impulsos atmosféricos com formas de onda diferente da normalizada  $(1,2/50 \,\mu\text{s})$  é o modelo do efeito disruptivo. Esse modelo, desenvolvido originalmente por Witzke e Bliss (25, 26), vem sendo aperfeiçoado ao longo dos anos, tendo modificações sido propostas por Kind (28), Caldwell e Darveniza (29), Darveniza e Vlastos (30), Chowdhuri et al. (59) e Ancajima et al. (65). Tais modificações dizem respeito a diferentes procedimentos para determinação dos parâmetros do modelo.

Neste capítulo são, inicialmente, selecionadas quatro formas de onda de sobretensões atmosféricas que, juntamente com o impulso normalizado, são utilizadas na avaliação dos métodos de aplicação do modelo do efeito disruptivo. Essa seleção é feita com base em resultados de medição e de cálculo apresentados no Capítulo 3 e na análise realizada no Capítulo 4 sobre a influência dos tempos de frente e de cauda T<sub>1</sub> e T<sub>2</sub> na tensão crítica de descarga disruptiva. A análise do comportamento das curvas U x t (obtidas utilizando o mesmo isolador e o mesmo arranjo de ensaio descrito no Capítulo 4) para cada onda, nas polaridades positiva e negativa é apresentada a seguir. Na seqüência são apresentados os principais métodos para determinação dos parâmetros do modelo do efeito disruptivo e em seguida procede-se à avaliação dos métodos, com base em comparações entre as curvas U x t previstas por cada um deles para as cinco ondas selecionadas (incluindo o impulso normalizado), considerando as duas polaridades.

# 5.1 Formas de Onda Selecionadas e Curvas U x t

Com base nos resultados de medição e de cálculo descritos no Capítulo 3 e na análise da influência da variação de  $T_1$  e  $T_2$  em  $U_{50}$ , foram selecionadas quatro formas de onda de sobretensões atmosféricas que, juntamente com o impulso atmosférico normalizado, serão utilizadas no item 5.2 para avaliação dos métodos de aplicação do modelo do efeito disruptivo para estimativa do comportamento de isolações com relação a ondas impulsivas. Com base

em seus tempos de frente e de cauda, os impulsos selecionados foram:  $1,2/4 \mu s$ ,  $1,2/10 \mu s$ ,  $3/10 \mu s$  e 7,5/30  $\mu s$ .

O primeiro impulso foi selecionado com base na tensão apresentada anteriormente na Figura 18b, a qual foi registrada pelo sistema implementado no campus da USP em São Paulo e descrito resumidamente no Capítulo 3. Na ocasião, as duas linhas se encontravam sem páraraios e casadas em ambas as terminações. Essa onda pode ser considerada semelhante ao impulso 1,2/4 µs obtida no Laboratório de Alta Tensão do IEE / USP conforme comparação mostrada na Figura 43. Nessa e nas demais figuras mostradas neste item, as duas tensões são apresentadas com a mesma amplitude, de modo a se facilitar a comparação. O objetivo da Figura 43 é mostrar que o impulso 1,2/4 µs, também utilizado nos estudos realizados por Ancajima et al. (62 - 65), é representativo de sobretensões atmosféricas em redes de distribuição.



Figura 43 – Comparação entre as ondas 1,2 / 4 µs medida pelo sistema implementado no campus da USP em São Paulo (4) e obtida em laboratório.

A escolha do segundo impulso,  $1,2 / 10 \mu s$ , foi feita considerando-se a tensão apresentada na Figura 26, obtida através de cálculo utilizando o ERM (14, 18, 94). A onda se refere à tensão

fase-terra induzida no ponto central de uma linha de distribuição trifásica com 4 km de comprimento e com condutor neutro, sem pára-raios. O local de incidência da descarga, com amplitude de 30 kA, é equidistante aos pontos de aterramento do neutro e às extremidades da linha, sendo a sua distância em relação ao ponto de observação igual a 50 m. A configuração da linha é representativa de uma linha de distribuição rural e a situação considerada é realista. Na Figura 44 a onda calculada é comparada com o impulso obtido em laboratório, sendo observada uma boa concordância na porção mais importante da onda (acima de 50 % do seu valor máximo).



Figura 44 - Comparação entre as ondas 1,2 / 10 μs calculada pelo ERM (14, 18, 94) para a condição indicada na Figura 26 e obtida em laboratório.

O terceiro impulso,  $3/10 \,\mu$ s, foi selecionado com base na tensão induzida mostrada na Figura 17a, registrada pelo sistema implementado no campus da USP com as duas linhas sem pára-raios e casadas em ambas as terminações. Conforme mostrado na Figura 45, as formas de onda das tensões medida e gerada em laboratório são bastante semelhantes.



Figura 45 – Comparação entre as ondas 3 / 10 μs medida pelo sistema implementado no campus da USP em São Paulo (4) e obtida em laboratório.

A escolha do quarto impulso, 7,5 / 30 µs, também foi feita a partir de medição realizada pelo sistema implementado no campus da USP, embora nesse caso a configuração da linha onde se mediu a tensão era diferente em relação aos casos anteriores. A tensão selecionada foi induzida no ponto 4 da linha com pára-raios indicada na Figura 19. A comparação entre as tensões medida na linha e obtida em laboratório é mostrada na Figura 46. Essa onda é também bastante semelhante à da tensão medida no modelo reduzido e apresentada na Figura 23. Ressalta-se que embora a tensão gerada em laboratório não apresente as oscilações observadas na cauda da tensão medida na linha, nota-se claramente uma grande semelhança nos comportamentos gerais das duas ondas.



Figura 46 – Comparação entre as ondas 7,5 / 30 μs medida pelo sistema implementado no campus da USP em São Paulo (4) e obtida em laboratório.

Convém destacar que o objetivo das comparações apresentadas neste item era reproduzir em laboratório as principais características (basicamente os tempos de frente e de cauda) de sobretensões típicas induzidas em linhas de distribuição por descargas atmosféricas. Não houve a preocupação de se obter uma reprodução exata das ondas medidas e calculadas na linha, e sim do seu comportamento geral. Através de ajustes e modificações nos parâmetros e no circuito do gerador de impulsos convencional, foi possível atingir o objetivo.

Ensaios envolvendo a aplicação de impulsos normalizados e também com as quatro formas de onda selecionadas foram realizados com o objetivo de analisar o comportamento das curvas U x t e avaliar os métodos de aplicação do modelo do efeito disruptivo.

As curvas U x t dos quatro impulsos selecionados, obtidas conforme o procedimento descrito no item 4.2.2, são mostradas nas Figuras 47 a 49, juntamente com as curvas referentes ao impulso atmosférico normalizado.

A Figura 47 mostra os resultados correspondentes à polaridade positiva. Como esperado, as curvas U x t dos impulsos com subida mais lenta apresentam tempos até a disrupção maiores para um mesmo valor de tensão, uma vez que tais impulsos atingem o valor de pico em um tempo maior. No caso do impulso  $7,5 / 30 \,\mu$ s, em várias situações a disrupção ocorreu na frente da onda, ou seja, antes do valor de pico ter sido atingido. Como verificado na Figura 32, nesses casos o nível de tensão indicado na curva corresponde ao valor da tensão no instante do corte (e não ao valor prospectivo).



Figura 47 – Curvas U x t – polaridade positiva.

No caso de impulsos com mesmo tempo de frente e mesmo tempo de corte (na cauda), o valor da tensão na curva U x t deve ser, em princípio, maior para os impulsos com caudas mais curtas, para as quais a tensão à qual o isolador fica submetido diminui mais rapidamente (e por essa razão um nível mais alto de tensão é requerido para a ocorrência da disrupção). Quanto maior for o tempo de corte em relação ao tempo até a tensão atingir o pico, mais nítido deve ser esse comportamento. De fato, essa tendência, embora leve, pode ser observada na Figura 47 ao se comparar as curvas dos impulsos  $1,2/10 \,\mu$ s e  $1,2/50 \,\mu$ s. Nota-se,

contudo, que as diferenças entre os valores de tensão correspondentes a um mesmo tempo de corte são pequenas, pois na grande maioria dos ensaios as disrupções ocorreram em tempos relativamente próximos ao tempo até o pico, de modo que o valor da tensão correspondente a um mesmo tempo de corte é muito próximo para os três impulsos com mesmo tempo de frente  $(1,2/4 \mu s, 1,2/10 \mu s e 1,2/50 \mu s)$ .

A título de ilustração, a Figura 48 mostra as curvas relativas a esses três impulsos com a indicação da faixa de incerteza dos valores de tensão medidos ( $\pm$  3 %), podendo-se notar que as diferenças entre os resultados encontram-se, em praticamente todos os casos, dentro dessa faixa.



Figura 48 – Curvas U x t dos impulsos 1,2 / 4 µs, 1,2 / 10 µs, 1,2 / 50 µs – polaridade positiva, com indicação da faixa de incerteza dos valores de tensão medidos.

Convém destacar que no caso dos impulsos  $1,2/4 \mu s$  e  $1,2/10 \mu s$  os máximos tempos de corte observados foram de 2,5  $\mu s$  e 3,7  $\mu s$ , respectivamente. Por outro lado, no caso do impulso  $1,2/50 \mu s$  as disrupções podem ocorrer em tempos bem maiores, pelo fato da tensão se manter em níveis elevados por mais tempo devido ao seu decaimento mais suave, embora

isso não possa ser visualizado nas Figuras 47 e 48 (que não mostram os pontos correspondentes aos tempos de corte mais longos). Assim, embora para tempos de corte inferiores a 2,5  $\mu$ s as diferenças entre as curvas relativas a esses três impulsos sejam muito pequenas, as tensões com 50 % de probabilidade de causar descarga disruptiva apresentam tempos de corte diferentes para cada uma delas. Quanto mais suave o decaimento da tensão, maior o valor do tempo de corte correspondente à tensão U<sub>50</sub> (os valores observados foram de aproximadamente 2,5  $\mu$ s, 3,7  $\mu$ s e 4,2  $\mu$ s para os impulsos 1,2 / 4  $\mu$ s, 1,2 / 10  $\mu$ s e 1,2 / 50  $\mu$ s, respectivamente) e, portanto, menor o valor de U<sub>50</sub>, como se verifica na Tabela 4.

As curvas U x t correspondentes à polaridade negativa são apresentadas na Figura 49. Nota-se que, assim como para a polaridade positiva, as curvas relativas aos impulsos  $1,2/4 \mu s$ ,  $1,2/10 \mu s$  e  $1,2/50 \mu s$  são muito próximas, praticamente coincidentes. Observa-se ainda que para um determinado impulso e nível de tensão, os tempos de corte para as curvas de polaridade negativa são sempre maiores que os tempos correspondentes à polaridade positiva.



Figura 49 – Curvas U x t – polaridade negativa.

# 5.2 Métodos de Aplicação do Modelo do Efeito Disruptivo

São apresentados a seguir os principais métodos para determinação dos parâmetros do modelo do efeito disruptivo e em seguida procede-se à avaliação dos métodos, com base em comparações entre as curvas U x t previstas por cada um deles para os impulsos selecionados.

# 5.2.1 Procedimentos para Determinação dos Parâmetros K<sub>1</sub> e K<sub>2</sub>

A condição para ocorrência de descarga disruptiva está relacionada ao "efeito disruptivo" (DE) proposto por Witzke e Bliss (25, 26), o qual é definido como:

$$DE = \int_{t_0}^{t} \left[ U(t) - K_1 \right]^{K_2} dt$$
 (23)

onde  $t_0$  é o tempo imediatamente após a tensão aplicada U(t) exceder o nível K<sub>1</sub> e o expoente K<sub>2</sub> é obtido empiricamente. Se DE ultrapassar um determinado valor crítico, ocorrerá uma descarga disruptiva.

Nota-se que o efeito disruptivo é função tanto da amplitude da tensão como do tempo, porém esses fatores podem ter pesos diferentes. O expoente  $K_2$  permite que se varie o peso relativo dado à amplitude da tensão em relação ao tempo.

São apresentados a seguir quatro métodos para determinação dos parâmetros K1 e K2.

#### Método 1

Esse método, proposto por Caldwell e Darveniza (29) e Darveniza e Vlastos (30), atribui o valor unitário ao expoente  $K_2$ , enquanto que a constante  $K_1$  é admitida como igual a 90 % do valor da tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 % (onda normalizada).

# Método 2

De acordo com o método proposto por Chowdhuri et al. (59), a constante  $K_1$  é determinada pela equação:

$$K_1 = U_{50} - k.s$$
 (24),

onde o parâmetro k é função do número de observações para uma distribuição normal (n), P corresponde à população de tensões superiores a K<sub>1</sub> e  $\gamma$  (intervalo de confiança) é obtido de tabelas estatísticas. O parâmetro s é o desvio padrão, sendo assumidos para P e  $\gamma$  os valores 0,999 e 0,95, respectivamente. O valor de U<sub>50</sub> na equação (24) se refere ao valor da tensão crítica de descarga disruptiva a 50 % da tensão aplicada,

O expoente K<sub>2</sub> é definido como:

$$K_2 = \alpha \frac{U(t)}{K_1} \tag{25}.$$

## Método 3

O método apresentado por Ancajima et al. (65) assume que  $K_2 = 1$ . A constante  $K_1$  corresponde ao nível de tensão com o impulso atmosférico normalizado que tem probabilidade muito baixa de causar descarga disruptiva. Partindo de U<sub>50</sub> e do desvio padrão obtidos no ensaio de tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 %, método dos níveis múltiplos, e com referência à distribuição de probabilidade de ocorrência de descarga disruptiva, é proposta a seguinte equação:

$$K_1 ≤ U_{50} - k(P, γ, ν) σ^*$$
 (26).

O valor expresso pela equação (26) é chamado limite inferior de tolerância da distribuição de tensão disruptiva, e o valor de k é necessário para que pelo menos uma porção P da população seja maior que ( $K_1 - k \sigma^*$ ) com limite de confiança  $\gamma$ :

- k é tabelado em função de P, γ e v, com v sendo o número de graus de liberdade de n' pontos registrados da distribuição de probabilidade normal cumulativa da tensão disruptiva;
- $\sigma^* = \sigma(n'/v)^{1/2}$  é o desvio padrão corrigido a fim de levar em conta os graus de liberdade.

Os valores assumidos para P,  $\gamma$  e v são, respectivamente, 0.999, 0.95 e (n' - 2).

Entretanto, uma análise de sensibilidade realizada em (65) para a onda  $1,2/4 \mu s$  indica que excelentes resultados são obtidos quando K<sub>1</sub> = 55 % de U<sub>50</sub>.

## Método 4

No quarto método, utilizado por Ancajima et al. em (65) – nessa referência são apresentados os métodos 3 e 4 -, a constante  $K_1$  é estimada por meio da mesma expressão empregada no Método 3. Entretanto, diferentemente do método anterior, o valor de U<sub>50</sub> na equação (26) se refere à tensão aplicada (ou seja, ao impulso de tensão sob análise), e não à tensão de impulso atmosférico normalizada. Por essa razão,  $K_1$  depende do impulso de tensão, conforme sugerido por Chowdhuri et al. (59).

Em (29) Caldwell and Darveniza observaram que o modelo do efeito disruptivo com  $K_2 = 1$ pode levar a erros significativos nos casos de ondas parcialmente cortadas (semi-cortadas) e ondas oscilatórias. O problema ocorre se a tensão aplicada cai rapidamente a um valor inferior ao valor selecionado para  $K_1$ . Esse é também o caso de ondas com cauda curta. De acordo com a equação (26), essa condição representa uma interrupção no desenvolvimento do processo de disrupção, mas isso vai contra as observações experimentais, conforme ressaltado em (29). Isso sugere a necessidade de uma modificação no método, de modo que o valor de  $K_1$  varie com o desenvolvimento do processo da descarga, ou seja, que varie com o tempo. Caso o problema mencionado ocorra no caso de um impulso com cauda curta, Ancajima et al. (65) propõem que o valor de  $K_1$  seja obtido através da equação:

$$K_1 \le u (t_{bM}) \tag{27}$$

onde u  $(t_{bM})$  é o valor da tensão de impulso no instante  $t_{bM}$ .

Devido ao efeito de diferentes inclinações das caudas, no caso de impulsos com tempo de frente normalizado e caudas curtas, os tempos de corte mais longos ocorrem próximos ao tempo até o meio valor (T<sub>2</sub>). Nos ensaios realizados com os impulsos  $1,2/4 \mu s$  e  $1,2/10 \mu s$ , cujos resultados são discutidos no item 5.3, os maiores tempos de corte ficaram na faixa de 2,8 µs a 5,4 µs (incluindo ambas as polaridades). Em (65), os valores encontrados para o impulso  $1,2/4 \mu s$  ficaram na faixa de aproximadamente 3,6 µs a 4,9 µs. Como conseqüência,

o valor de u ( $t_{bM}$ ) é tão baixo que o valor de K<sub>1</sub> obtido pela equação (26) é demasiadamente alto para a aplicação do modelo. Ao contrário, quando o impulso aplicado tem a forma normalizada ou frente longa, a disrupção ocorre bem antes de T<sub>2</sub> e a tensão u ( $t_{bM}$ ) ainda está próxima do valor de pico do impulso, de modo que u ( $t_{bM}$ ) é certamente maior que o valor obtido pela equação (26).

Nos casos de impulsos com tempo de frente normalizado e com cauda curta  $(1,2/4 \ \mu s e 1,2/10 \ \mu s$ , por exemplo), se o valor adotado de K<sub>1</sub> é muito alto para a aplicação do modelo do efeito disruptivo, a obtenção da característica U x t é obtida assumindo que K<sub>1</sub> é o valor instantâneo da tensão aplicada no maior tempo de corte.

O valor do expoente  $K_2$  é obtido utilizando-se a equação (25).

Para a realização das análises foi desenvolvido um programa computacional. O programa, determina o valor da constante α da equação (25) para os métodos 1 e 2 e os valores de DE para todos os procedimentos, utilizando o método de integração de Simpson. Foi também desenvolvido um algoritmo para determinação dos tempos de corte de cada impulso, os quais são necessários para a reconstrução das curvas U x t.

Para os métodos 2 e 4, os valores de  $\alpha$  e de DE são calculados igualando-se a integral da equação (23) para todas as combinações de pontos registrados considerados em pares, ou seja, DE do primeiro ponto da curva U x t obtida em laboratório é igualado ao valor correspondente ao segundo ponto, depois ao terceiro e assim por diante, até o último ponto (ponto N). Em seguida, DE do segundo ponto é igualado ao terceiro, ao quarto, e assim sucessivamente, até o enésimo ponto. O processo é repetido para todos os pontos, resultando em um total de equações correspondente à combinação de N pontos dois a dois. A cada uma das igualdades corresponde um valor de  $\alpha$ . Para cada um desses valores de  $\alpha$  são então computados o valor médio e o desvio médio quadrático dos N valores de DE. O valor selecionado para  $\alpha$  é aquele que conduz ao menor desvio médio quadrático de DE. Por sua vez, o valor adotado para DE é o valor médio de todos os N valores calculados utilizando-se o valor selecionado para  $\alpha$ .

Para os métodos 1 e 3, foi adotado para DE o valor médio calculado dos N valores obtidos em cada ensaio da curva U x t.

## 5.2.2 Resultados e Análise

Como mencionado anteriormente, a aplicação do modelo do efeito disruptivo requer a determinação dos parâmetros  $K_1$  e  $K_2$  da equação (23) e também do valor de DE crítico que, se ultrapassado, acarretará a disrupção.

A Tabela 5 mostra os valores de DE,  $\sigma_{DE}$  e K<sub>1</sub> determinados de acordo com o Método 1 para as 5 formas de onda consideradas.

Os dados obtidos conforme o Método 2, que inclui também a constante  $\alpha$ , são apresentados na Tabela 6, enquanto que na Tabela 7 são apresentados, para cada impulso (e polaridade), os valores de (U<sub>50</sub> - k $\sigma$ ) e da relação K<sub>1</sub> / U<sub>50</sub>.

A Tabela 8 apresenta os dados obtidos conforme o Método 3, para as 5 ondas.

Nas Tabelas 9 e 10 são apresentados os dados obtidos de acordo com Método 4, que inclui a constante  $\alpha$ .

Impulso	Polaridade	DE (kV µs)	σ <sub>DE</sub> (%)	K <sub>1</sub> (kV)
12/4	+	30,65	35,12	104
$1,2/4 \ \mu s$	-	22,63	44,62	120
1 2 / 10 us	+	21,39	84,21	104
1,27 10 μs	-	19,86	52,19	120
1.0 / 50	+	32,21	25,87	104
1,2 / 50 μs	-	26,35	20,77	120
2 / 10	+	17,50	61,54	104
37 10 μs	-	25,57	29,39	120
7.5 / 20	+	27,80	46,24	104
<i>1,5 /</i> 50 μs	-	31,07	63,03	120

Tabela 5 – Valores de DE,  $\sigma_{DE} e K_1$  obtidos conforme o Método 1.

Impulso	Polaridade	DE	σ <sub>DE</sub> (%)	α	K <sub>1</sub> (kV)
1.2 / A us	+	0,01207	8,2	0,160	95
$1,274 \mu s$	-	0,00355	19,1	0,124	124
1,2 / 10 µs	+	0,00551	14,1	0,124	102
	-	0,02451	18,9	0,241	112
1,2 / 50 µs	+	0,03913	13,8	0,193	82
	-	0,2877	2,1	0,322	93
2 / 10	+	0,05701	15,9	0,266	93
57 10 µs	-	0,06406	23,7	0,290	111
7.5 / 20	+	1,0574	40,9	0,357	73
<i>τ</i> , <i>5</i> / 50 μs	-	0,00458	39,4	0,001	95

Tabela 6 – Valores de DE,  $\sigma_{DE}, \alpha$  e  $K_1$  obtidos conforme o Método 2.

Tabela 7 – Valores de  $K_1$  obtidos conforme o Método 2.

Impulso	Polaridade	$U_{50} - k\sigma$ (kV)	K <sub>1</sub> (kV)	K <sub>1</sub> / U <sub>50</sub> (%)
1.2 / 4	+	95	95	71
1,2/4 µs	-	124	124	82
1.2 / 10	+	102	102	78
1,2 / 10 μs	-	112	112	76
1.2.(50)	+	82	82	71
1,2 / 30 μs	-	93	93	70
2 / 10	+	93	93	79
5 / 10 µs	s - s - s - + - + - +	111	111	79
7.5.(20)	+	73	73	65
7,57 50 μs	-	95	95	67

Impulso	Polaridade	DE (kV µs)	σ <sub>DE</sub> (%)	K <sub>1</sub> (kV)
1 <b>2</b> / <i>A</i> us	+	74,10	18,0	75
1,2/4 µs	-	69,73	21,2	81
1.2 / 10	+	74,10	14,7	75
1,2 / 10 μs	-	72,06	29,7	81
1.2 ( 50	+	82,50	21,9	75
1,2 / 50 μs	-	86,70	33,8	81
2 / 10	+	64,16	18,0	75
57 10 μs	-	63,11	25,5	81
7.5./20	+	126,17	46,6	75
7,57 50 μs	-	208,33	39,9	81

Tabela 8 – Valores de DE,  $\sigma_{DE}$  e  $K_1$  obtidos conforme o Método 3.

Tabela 9 – Valores de DE,  $\sigma_{DE}, \alpha$  e  $K_1$  obtidos conforme o Método 4.

Impulso	Polaridade	DE	$\sigma_{DE}$	α	K <sub>1</sub> (kV)
1 <b>2</b> / 4 us	+	0,0277	9,4	0,134	65
$1,274 \mu s$	-	0,0181	17,8	0,176	97
1.2 / 10	+	0,0381	9,9	0,165	70
1,2 / 10 μs	-	0,0726	20,2	0,244	90
1.2 / 50	+	0,0453	13,7	0,176	73
1,2 / 50 μs	2 / 4 μs - / 10 μs - / 50 μs - / 10 μs - / 10 μs - + / 30 μs -	0,3540	20,4	0,286	81
2 / 10	+	0,0899	15,9	0,270	86
37 10 µs	-	0,1037	23,1	0,289	102
7.5./20	+	1,5848	40,5	0,312	62
7,5 / 50 μs	-	0,00525	36,7	0,001	81

Impulso	Polaridade	$U_{50} - k\sigma^*$ (kV)	t <sub>bM</sub> (µs)	v(t <sub>bM</sub> ) (kV)	K <sub>1</sub> (kV)	K <sub>1</sub> / U <sub>50</sub> (%)
1 <b>2</b> / 4 us	+	84	4,14	65	65	49
$1,2/4 \mu s$	-	116	2,81	97	97	64
1.0 / 10	+	94	5,44	70	70	54
1,27 10 μs	-	101	4,29	90	90	61
1.0 / 50	+	75	4,84	107	75	65
1,2 / 30 μs	-	81	4,22	127	81	61
2 / 10	+	86	7,0	116	86	74
57 10 µs	-	102	3,70	152	102	72
7.5 / 20	+	62	9,34	110	62	55
7,57 50 μs	-	81	9,76	126	81	57

Tabela 10 – Valores de K<sub>1</sub> obtidos conforme o Método 4.

Os Métodos 1 e 3 adotam o mesmo valor para  $K_2$  (= 1), de modo que a diferença entre eles reside no valor de  $K_1$ . Para ambos os procedimentos,  $K_1$  é uma porcentagem do valor de  $U_{50}$ . relativo ao impulso atmosférico normalizado. Para o Método 1,  $K_1 = 90$  % do valor de  $U_{50}$ . Para o Método 3, os valores obtidos para  $K_1$  nas polaridades positiva e negativa, considerando o isolador e a configuração de ensaio utilizados neste trabalho, foram iguais, respectivamente, a 65 % e 62 % de  $U_{50}$  do impulso atmosférico normalizado. Em função do menor valor de  $K_1$ , os valores de DE correspondentes ao Método 3 são sempre superiores àqueles obtidos conforme o Método 1. As Tabelas 5 e 8 mostram também que os desvios padrões  $\sigma_{DE}$ calculados para o Método 1 são maiores que os calculados para o Método 3, o que pode levar a resultados piores, como constatado por Ancajima et al. em (65).

Ainda em relação a  $\sigma_{DE}$ , a comparação das Tabelas 5 e 8 com as Tabelas 6 e 9 mostra que com os Métodos 2 e 4 obtêm-se valores menores, o que deve levar a melhores resultados em relação aos Métodos 1 e 3.

Para um dado impulso e polaridade, a relação  $K_1 / U_{50}$  obtida conforme o Método 4 é sempre menor que aquela obtida através do Método 2, pois esse procedimento leva em conta os graus de liberdade na análise estatística, de modo que o valor de  $\sigma^*$  (utilizado no Método 4) é sempre maior que o valor de  $\sigma$  (utilizado no Método 2). Além disso, no Método 4, para os impulsos com caudas curtas utiliza-se para  $K_1$  o menor dos valores entre a tensão  $v(t_{bM})$  e aquele obtido através da equação (26) – lembrando que nesse caso o valor de  $U_{50}$  na equação se refere à tensão aplicada, ou seja, ao impulso de tensão sob análise.

Em geral o valor da constante  $\alpha$  dos Métodos 2 e 4 é menor para a polaridade positiva que para a polaridade negativa, embora tenha sido verificado o contrário nos casos do impulso 1,2 / 4 µs, para o Método 2, e do impulso 7,5 / 30 µs, para ambos os procedimentos. Com exceção do impulso 7,5 / 30 µs, polaridade negativa, os valores de  $\alpha$  ficaram entre 0,124 e 0,357.

No caso de tensões com tempos de frente longos, como por exemplo o impulso  $7.5 / 30 \,\mu s$ , nos ensaios de tensão disruptiva de impulso atmosférico a 50 % e de determinação da curva U x t, freqüentemente as disrupções ocorrem na frente. Verificou-se nos ensaios que, para um mesmo nível de tensão de carga do gerador de impulsos, o corte pode ocorrer tanto na frente como na cauda. Eventualmente, pode nem ocorrer. O mesmo comportamento foi observado em (58), (59) por Chowdhuri et al. para o caso de centelhadores ponta-plano e ponta-ponta com espaçamento de 5 cm submetidos a impulsos 10 / 100 µs, de ambas as polaridades. Esse comportamento anômalo observado pode estar relacionado à existência de mais de um mecanismo de disrupção. O mecanismo de Townsend (avalanche eletrônica) predomina no caso de pequenas distâncias e ondas de curta duração, ao passo que o mecanismo do "streamer" prevalece no caso de grandes espaçamentos e / ou ondas com tempos de frente longos. Entretanto, conforme apontado em (59), é possível que para uma dada combinação entre impulso de tensão e espaçamento (ou, no caso deste trabalho, distância de arco do isolador), em aplicações repetidas da mesma tensão, como no caso dos ensaios para determinação de U<sub>50</sub> e das curvas U x t, a descarga disruptiva possa ocorrer ora por um mecanismo, ora por outro.

As Figuras 50 a 59 apresentam comparações entre os pontos das curvas U x t obtidas em laboratório para os cinco impulsos (em ambas as polaridades) e as curvas calculadas utilizando-se os Métodos 2 e 4. Os cálculos foram realizados para cada nível de tensão medida, sendo apresentadas nas figuras as curvas médias obtidas para cada método. Como pequenos desvios podem ocorrer entre os impulsos de tensão aplicados (para uma mesma forma de onda), a tensão considerada nos cálculos foi aquela com tempo de corte mais próximo ao tempo médio relativo àquele nível de tensão.



Figura 50 – Curvas U x t do impulso1, 2 / 4 µs, polaridade positiva - Métodos 2 e 4.



Figura 51 – Curvas U x t do impulso 1,2 / 4  $\mu s,$  polaridade negativa - Métodos 2 e 4.



Figura 52 – Curvas U x t do impulso 1,2 / 10  $\mu$ s, polaridade positiva - Métodos 2 e 4.



Figura 53 – Curvas U x t do impulso 1,2 / 10 µs, polaridade negativa - Métodos 2 e 4.



Figura 54 – Curvas U x t do impulso 1,2 / 50  $\mu s,$  polaridade positiva - Métodos 2 e 4.



Figura 55 – Curvas U x t do impulso 1,2 / 50  $\mu$ s, polaridade negativa - Métodos 2 e 4.



Figura 56 – Curvas U x t do impulso 3 / 10  $\mu$ s, polaridade positiva - Métodos 2 e 4.



Figura 57 - Curvas U x t do impulso 3 / 10 µs, polaridade negativa - Métodos 2 e 4.



Figura 58 – Curvas U x t do impulso 7,5 / 30 µs, polaridade positiva - Métodos 2 e 4.



Figura 59 – Curvas U x t do impulso 7,5 / 30  $\mu s,$  polaridade negativa - Métodos 2 e 4.
Nota-se, com exceção do impulso 7,5 / 30 µs de polaridade negativa, uma boa concordância entre as curvas calculadas em relação aos resultados experimentais.

As Figuras 60 a 68 apresentam os resultados referentes aos Métodos 1, 2 (utilizando  $K_1 = 55$  % de  $U_{50}$  do impulso atmosférico normalizado) e 5. No caso do impulso 7,5 / 30 µs, são apresentados apenas os resultados relativos à polaridade positiva.

Propõe-se como Método 5 a utilização, para K<sub>1</sub>, do valor de 65 % de U<sub>50</sub> (do impulso atmosférico normalizado), o qual corresponde à média da relação K<sub>1</sub> / U<sub>50</sub> calculada de acordo com os Métodos 2 e 4. O expoente K<sub>2</sub> é obtido pela equação (25), com  $\alpha$  = 0,2. Esse valor corresponde à média dos valores de  $\alpha$  obtidos através dos Métodos 2 e 4 para todas as ondas e polaridades, com exceção do impulso 7,5 / 30 µs de polaridade negativa.

Os valores do efeito disruptivo DE críticos utilizados para aplicação dos Métodos 1, 3 e 5 são apresentados na Tabela 11 para cada impulso e polaridade.

Impulso	Polaridade	Método 1 DE (kV μs)	Método 3 DE (kV μs)	Método 5 DE (kV μs)
1,2 / 4 µs	+	30,65	74,10	0,0668
	-	22,63	69,73	0,0181
1,2 / 10 µs	+	21,39	74,10	0,0579
	-	19,86	72,06	0,0407
1,2 / 50 μs	+	32.21	82,50	0,0650
	-	26,35	86,70	0,0486
3 / 10 µs	+	17,50	64,16	0,0605
	-	25,57	63,11	0,0574
7,5 / 30 μs	+	27,80	126,17	0,0782

Tabela 11 – Valores de DE utilizados nos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 60 – Curvas U x t - impulso 1,2/4 µs, polaridade positiva, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 61 – Curvas U x t - impulso 1,2 / 4 µs, polaridade negativa, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 62 – Curvas U x t - impulso 1,2 / 10 µs, polaridade positiva, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 63 – Curvas U x t - impulso 1,2 / 10 µs, polaridade negativa, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 64 – Curvas U x t - impulso 1,2 / 50 µs, polaridade positiva, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 65 – Curvas U x t - impulso 1,2 / 50 µs, polaridade negativa, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 66 – Curvas U x t - impulso 3 / 10 µs, polaridade positiva, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 67 – Curvas U x t - impulso 3 / 10  $\mu$ s, polaridade negativa, obtidas através dos Métodos 1, 3 e 5.



Figura 68 – Curvas U x t - impulso 7,5 / 30 µs, polaridade positiva, obtidas através do Método 5.

Nota-se que os melhores resultados foram obtidos através do Método 4. Observa-se, nesse caso, uma concordância muito boa entre os resultados calculados e aqueles obtidos nos ensaios, para todos os impulsos, com exceção do 7,5 / 30  $\mu$ s. Para esse impulso, nenhum dos métodos possibilitou a obtenção de resultados aceitáveis. Desconsiderando esse caso, a maior diferença verificada entre os tempos de corte observados nos ensaios e previstos foi de 0,5  $\mu$ s, para do impulso 1,2 /50  $\mu$ s de polaridade negativa. Todavia, para os casos em que as disrupções ocorreram em instantes próximos ao tempo até a crista da tensão, a diferença entre os valores medidos e calculados é da ordem de centésimos de microssegundos.

Resultados satisfatórios também foram obtidos utilizando-se o Método 5, que pode ser considerado uma versão simplificada do Método 4, com  $\alpha = 0,2$  para o isolador analisado. A maior diferença entre os tempos de corte medidos e calculados foi de aproximadamente 1 µs. Para os casos em que as disrupções ocorreram em instantes próximos ao tempo até a crista da tensão, essa diferença foi da ordem de décimos de microssegundos.

Os resultados obtidos com o Método 2 não foram satisfatórios para os impulsos  $7,5 / 30 \ \mu s$  e  $1,2 / 10 \ \mu s$  de polaridade positiva. Para os demais, a diferença entre os valores de tempo de corte medidos e calculados foram inferiores a  $0,5 \ \mu s$ .

A máxima diferença observada entre os tempos de corte medidos e aqueles calculados através do Método 3 foi de aproximadamente 2  $\mu$ s. No caso do impulso 1,2/4  $\mu$ s de polaridade positiva, o método não prevê a ocorrência de disrupção com tensões de amplitude inferior a aproximadamente 160 kV.

Nas curvas calculadas através do Método 1, os tempos de disrupção foram sempre menores que os medidos, tendo a maior diferença encontrada sido inferior a 2  $\mu$ s. A diferença média ficou em torno de 0,5  $\mu$ s.

Os resultados obtidos mostram que o modelo do efeito disruptivo pode ser utilizado para previsão do comportamento do isolador frente a ondas representativas de sobretensões atmosféricas, embora nenhum dos métodos de aplicação tenha se mostrado adequado para o caso do impulso  $7,5/30 \,\mu$ s. Esses resultados indicam a necessidade de estudos mais aprofundados para o caso de tensões com subida lenta, para as quais as disrupções podem freqüentemente ocorrer na frente da onda.

## 6 CONCLUSÕES

As linhas de distribuição de energia estão freqüentemente expostas a sobretensões causadas por descargas atmosféricas diretas e indiretas. As formas de onda dessas sobretensões têm uma faixa de variação muito ampla e podem diferir bastante do impulso normalizado  $(1,2/50 \,\mu\text{s})$  utilizado em ensaios para verificação da adequação dos projetos das isolações dos equipamentos frente a surtos atmosféricos. Um dos modelos mais utilizados para avaliação do desempenho das isolações com relação a tensões impulsivas com formas de onda não normalizadas é o modelo do efeito disruptivo, para o qual existem diferentes métodos para se determinar os parâmetros necessários para a sua aplicação. Este trabalho teve por objetivo avaliar o comportamento dielétrico de isoladores de média tensão e analisar os principais métodos para estimativa da suportabilidade desses equipamentos frente a sobretensões atmosféricas com formas de onda diferentes do impulso atmosférico normalizado.

Diversos ensaios foram realizados em um isolador tipo pino, de porcelana, com tensão nominal de 15 kV, visando à determinação dos valores das tensões críticas de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 % ( $U_{50}$ ) e das características tensão-tempo (U x t) para diferentes impulsos, considerando as polaridades positiva e negativa. Modificações realizadas no circuito do gerador de impulsos do Laboratório de Alta Tensão do IEE / USP possibilitaram a geração de quinze tipos de impulso com ampla variação dos tempos de frente e de cauda, condição essencial para a análise desenvolvida neste estudo. Verificou-se que, para todos os impulsos considerados, os valores da tensão  $U_{50}$  para a polaridade positiva foram sempre inferiores aos valores obtidos para a polaridade negativa. A relação entre esses valores variou de 0,84 a 0,90, com valor médio de 0,86.

Para tensões com mesmo tempo de frente e tempos de cauda  $T_2$  na faixa de 4 µs a 50 µs, os valores de  $U_{50}$  tendem a diminuir à medida que  $T_2$  aumenta, sendo esse efeito mais evidente para tempos de cauda inferiores a 30 µs. Tais resultados decorrem do fato de que, quanto maior  $T_2$ , maior é o tempo em que o isolador fica submetido a uma tensão mais elevada, resultando em uma tensão disruptiva menor que aquela relativa a tensões com tempos de cauda mais curtos. Já para valores de  $T_2$  superiores a 50 µs, a variação de  $U_{50}$  é nula ou muito pequena para a distância de arco considerada.

No caso de impulsos com mesmo tempo de cauda e tempos de frente  $T_1$  superiores a 1,2 µs, a tensão  $U_{50}$  tende a diminuir com o aumento de  $T_1$ , pois nesses casos o corte geralmente ocorre na frente, antes que o valor de crista seja atingido. No caso de tempos de frente inferiores a 1,2 µs, o corte da tensão normalmente ocorre na crista ou após a crista. Assim, embora em princípio os impulsos com menores tempos de frente solicitem mais as isolações pelo fato da tensão atingir o valor de crista em um tempo menor, o fato da disrupção não ocorrer antes da crista tende a fazer com que as diferenças entre os resultados sejam pequenas.

Com base nos valores de  $U_{50}$  obtidos para os vários impulsos considerados, verificou-se que o valor adotado pelo guia IEEE Std. 1410 para a tensão crítica de descarga disruptiva de linhas de distribuição frente a sobretensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas, 50 % superior ao valor correspondente ao impulso normalizado  $(1,2/50 \,\mu s)$ , é excessivo e, portanto, inadequado. De fato, as maiores diferenças obtidas no valor de  $U_{50}$  foram de 25 % para a polaridade positiva (entre os impulsos  $1,2/4 \,\mu s$  e  $8/50 \,\mu s$ ) e de 18 % para a polaridade negativa (entre os impulsos  $1,2/4 \,\mu s$  e  $8/130 \,\mu s$ ). Em relação ao impulso normalizado, as maiores diferenças ocorreram para o impulso  $1,2/4 \,\mu s$  (17 % na polaridade positiva e de 11 % na polaridade negativa). Ou seja, a suportabilidade de um isolador de média tensão (15 kV) típico frente a sobretensões induzidas por descargas indiretas é na realidade inferior àquela prevista pelo guia IEEE Std. 1410.

Para avaliação dos principais métodos de aplicação do modelo do efeito disruptivo, foram utilizadas, além do impulso atmosférico normalizado, outras quatro ondas, selecionadas a partir da análise da influência dos tempos de frente e de cauda na tensão de descarga disruptiva  $U_{50}$ , de cálculos realizados com o ERM ("Extended Rusck Model") - modelo de validade comprovada por meio de centenas de comparações entre tensões induzidas medidas e calculadas - e de medições de tensões induzidas em linhas aéreas por descargas atmosféricas indiretas. Essas medições foram feitas por meio do sistema desenvolvido pelo Centro de Estudos em Descargas Atmosféricas e Alta Tensão (CENDAT – IEE / USP) e implementado no campus da Universidade de São Paulo em São Paulo para pesquisa das tensões induzidas por descargas atmosféricas em linhas aéreas. Vários registros de tensões medidas tanto nesse sistema como em experimentos realizados em modelo em escala reduzida, também desenvolvido no CENDAT-IEE / USP, mostraram que as ondas selecionadas são representativas de surtos atmosféricos.

Alterando-se a configuração do circuito do gerador de impulsos de alta tensão, foram geradas em laboratório tensões com características bastante semelhantes às das ondas selecionadas, especialmente na porção mais importante da onda, ou seja, acima de 50 % do seu valor máximo. As curvas tensão-tempo (U x t) obtidas para cada impulso e para cada polaridade, juntamente com o programa computacional elaborado para a determinação dos parâmetros do modelo do efeito disruptivo, possibilitaram a análise dos métodos de aplicação desse modelo, a qual foi efetuada com base em comparações entre as curvas obtidas nos ensaios e aquelas previstas por cada método.

O modelo do efeito disruptivo pode levar a resultados satisfatórios, sob o ponto de vista da engenharia, na previsão do comportamento do isolador frente a impulsos representativos de sobretensões atmosféricas, desde que os parâmetros necessários para a sua aplicação sejam obtidos adequadamente. Embora mais de um procedimento possa ser utilizado para essa finalidade, os melhores resultados foram obtidos utilizando-se o método desenvolvido por Ancajima et al., denominado neste trabalho por Método 4. Mostrou-se também que os resultados obtidos utilizando-se um procedimento simplificado (Método 5), segundo o qual o valor da constante  $\alpha$  para o isolador analisado é igual a 0,2, também são satisfatórios para a maioria dos casos analisados no estudo. Entretanto, no caso de tensões com subida lenta, como o impulso 7,5 / 30 µs, nenhum dos métodos possibilitou a obtenção de resultados aceitáveis. Uma hipótese para explicar o comportamento anômalo observado nesse caso pode estar relacionada à existência de mais de um mecanismo de disrupção para a combinação entre o impulso de tensão e a distância de arco do isolador utilizado nos ensaios.

Como principais contribuições do trabalho destacam-se:

- a obtenção de dados e a avaliação do comportamento da tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50 % (U<sub>50</sub>) de um isolador de média tensão (15 kV) típico para quinze diferentes impulsos atmosféricos, com tempos de frente variando na faixa de 0,4 μs a 8 μs e tempos de cauda na faixa de 4 μs a 130 μs;
- a utilização, na análise, de ondas representativas de tensões induzidas por descargas atmosféricas em linhas de distribuição de energia, tomando-se como base cálculos realizados através de método consolidado (ERM) e medições efetuadas em linhas tanto de tamanho real como em modelo reduzido;

- a constatação do fato de que o valor adotado pelo guia IEEE Std. 1410 para a tensão crítica de descarga disruptiva de linhas de distribuição frente a sobretensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas, 50 % superior ao valor correspondente ao impulso normalizado  $(1,2/50 \ \mu s)$ , é inadequado, pois para o isolador analisado a máxima diferença verificada em relação ao impulso normalizado foi de 17 % para a polaridade positiva e de 11 % para a polaridade negativa, ambas para a onda 1,2/4  $\mu s$ ;
- a determinação e análise das curvas tensão-tempo, para ambas as polaridades, de impulsos representativos de tensões induzidas por descargas atmosféricas em linhas de distribuição de energia;
- a obtenção de valores dos parâmetros necessários para aplicação do modelo do efeito disruptivo de acordo com diferentes métodos e a avaliação desses métodos com base em comparações entre as curvas (U x t) previstas por cada um deles e aquelas obtidas em laboratório, considerando ondas representativas de tensões induzidas por descargas atmosféricas em linhas de distribuição de energia.

Como proposta para trabalhos futuros, sugere-se a continuidade e aprofundamento do estudo relativo aos métodos de aplicação do modelo do efeito disruptivo para o caso de impulsos com tempos de frente longos, para as quais as descargas disruptivas possam ocorrer antes da tensão atingir a crista, e também de ondas bipolares.

## **REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

- (1) INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION. **IEC 60060-1:**. High-voltage test techniques - Part 1: General definitions and test requirements. Geneva, 2010.
- (2) ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6936: Técnicas de ensaios elétricos de alta-tensão. Rio de Janeiro,1992.
- (3) FERNANDEZ, M. I.; RAKOV, V. A; UMAN, M. A. Transient currents and voltages in a power distribution system due to natural lightning. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 24., 1998, Birmingham. ICLP Proceedings... Stafford : Staffordshire University, 1998, p. 622-629.
- PIANTINI, A. et al. A System for simultaneous measurements of lightning induced voltages on lines with and without arresters. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 27.,2004, Avignon. ICLP 2004. Proceedings...Paris: SEE, 2003. p.297-302.
- (5) MICHISHITA, K. et al. Voltage induced on a test distribution line by negative winter lightning strokes to a tall structure. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v.. 45, n.. 1, p. 135–140, Jan. 2003.
- (6) DE LA ROSA, F.; PEREZ, H.;GALVAN, A. Lightning-induced voltage measurements in an experimental power distribution line in Mexico. In: International Conference on Lightning Protection, 22. 1994. Budapest. ICLP. Proceedings... Budapest: VDE-Verlag, 1994, p. R 6b-09/1-6.
- YOKOYAMA, S.; MIYAKE, K.; FUKUI, S.. Advanced observations of lightning induced voltage on power distribution lines (II). IEEE Transactions on Power Delivery, v.4, n.4, p. 2196-2203, Oct. 1989.
- (8) RUBINSTEIN, M.. et al. An experimental test of a theory of lightning induced voltages on an overhead wire. IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, v. 31, n. 4, p. 376-383, Nov. 1989.
- (9) YOKOYAMA, S. et al. Advanced observations of lightning induced voltage on power distribution lines. IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 1, n. 2, p. 129-139, Apr. 1986.

- (10) COORAY, V. ; DE LA ROSA, F. Shapes and amplitudes of the initial peaks of lightning-induced voltage in power lines over finitely conducting earth: theory and comparison with experiment. IEEE Transactions on Antennas and Propagation, v.34, n.1,p. 88-92, 1986.
- MASTER, M. J. et al. Lightning induced voltages on power lines: experiment. IEEE Trans. Power Apparatus and Systems, v. 103, n. 9, p. 2519-2529, Sep. 1984.
- (12) ERIKSSON; A. J. et al. A Review of five years' lightning research on an 11 kV test line. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING AND POWER SYSTEMS, 1984, London. **Proceedings**...London: IEE, 1984. p. 62-66.
- (13) YOKOYAMA, S. et al. Simultaneous measurement of lightning induced voltages with associated stroke currents. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v.. 102, n. 8, p. 2420-2427, Aug. 1983.
- PIANTINI, A. Lightning protection of overhead power distribution lines. (Invited lecture). In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 29., 2008, Uppsala. ICLP.Proceedings...Uppsala: Uppsala University, 2008, p. 323-328.
- (15) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. Induced voltages on distribution lines due to lightning discharges on nearby metallic structures. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 34, n.. 5, p. 2799-2802, 1998.
- (16) NUCCI, C. A. Lightning-induced voltages on distribution systems, influence of ground resistivity and system topology. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 8., 2005. São Paulo. SIPDA. Proceedings... São Paulo: IEE-USP, 2005, p. 761-773.
- (17) NUCCI, C. A. et al..Lightning-induced voltages on overhead power lines: . Part III, Sensitivity analysis. **Electra**, p. 27-30, Oct. 2005.
- (18) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. The Extended Rusck Model for calculating induced voltages on overhead lines. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION,7.,2003, Curitiba. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 2003. p. 151-155.

- (19) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. An Experimental study of lightning induced voltages by means of a scale model. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 21., 1992, Berlin, ICLP . Proceedings... Berlin: VDE, 1992. p. 195-199.
- PIANTINI, A. Contribuição ao estudo das tensões induzidas em linhas de distribuição por descargas atmosféricas indiretas. 1991. Dissertação (Mestrado)-Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 1991.
- (21) PIANTINI, A.et al. A Scale Model for the Study of the LEMP Response of Complex Power Distribution Networks. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 22, p. 710-720, 2007.
- (22) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. Lightning induced voltages on distribution transformers: the effects of line laterals and nearby buildings. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 6., 2001, Santos. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 2001. p. 777-782.
- (23) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. Lightning induced voltages on distribution lines close to buildings. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 25., 2000, Rhodes. ICLP 2000. Proceedings... Ryon: University of Patras, 2000. v. B. p. 558-563.
- (24) INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. IEEE Std 1410 - 2004. IEEE Guide for improving the lightning performance of electric power overhead distribution lines. Piscataway, 2004.
- (25) WITZKE, R. L.; BLISS T. J. Surge protection of cable connected equipment. **TRANSACTIONS AIEE .,** v. 69, Pt I, p. 527-542, 1950.
- (26) WITZKE, R. L.; BLISS T. J. Co-ordination of lightning arrester location with transformer insulation level **TRANSACTIONS AIEE**, v. 69, Pt I, p. 964-975, 1950.
- (27) JONES, A. R. Evaluation of the integration method for analysis of nonstandard surge voltages. AIEE Trans. on Power Apparatus and Systems, n. 13, p. 984-990, 1954.
- (28) KIND, D. The formative area of technical electrode configurations under impulse voltage stress, (in German). **Elektrotechnische Zeitschrift**, v. 58, p.1096-1110, 1958.

- (29) 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**, v. PAS-92, n. 4, p.1420-1428, 1973.
- (30) DARVENIZA, M.; VLASTOS, A. E. The Generalized integration method for predicting impulse Volt-time characteristics for non-standard wave shapes - a theoretical basis. IEEE Transactions on Electrical Insulation, v. 23, n.3, p. 373-381, 1988.
- (31) INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. IEEE Std 1243. IEEE Guide for improving the lightning performance of transmission lines. Piscataway, 1997
- (32) 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 predetermination methods. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 4, n. 2, p.1379 - 392, 1989.
- (33) OBASE, P. F.; PIANTINI, A. Surtos atmosféricos transferidos à rede secundária via transformadores. Boletim Técnico da Escola Politécnica da USP, São Paulo, v. BT/PEA, n. 0507, p. 1-20, 2005.
- (34) OBASE, P. F.; PIANTINI, A.; KANASHIRO, A. G. Overvoltages on LV networks associated with direct strokes on the primary line. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 28, 2006., Kanazawa. ICLP 2006. Proceedings... Tokyo: IEIE-Japan, 2006. p.v.1 / 479-484.
- (35) OBASE, P. F.; PIANTINI, A.; KANASHIRO, A. G. Overvoltages transferred to low voltage networks due to direct strokes on the primary. In: VIII International Symposium on Lightning Protection, 8 (VIII SIPDA), 2005, São Paulo. VIII SIPDA - Proceedings. São Paulo: IEE-USP, 2005. p. 489-494.
- BASSI, W.; PIANTINI, A.; MATSUO, N. M. Evaluation of currents and charge in surge protective devices in low-voltage distribution networks due to direct lightning strikes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICITY DISTRIBUTION, 16., 2001, Amsterdam. CIRED 2001. Technical Papers... London: IEE, 2001. v. 2. p. 52-55.

- (37) CHOWDHURI, P. et al. Review of research on nonstandard lightning voltages waves. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 4, p.1972-1981, 1994.
- (38) CHOWDHURI, P. et al. Bibliography of research on nonstandard lightning voltage waves. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 4, p. 1982-1990, 1994.
- (39) AMERICAN INSTITUTE OF ELECTRICAL ENGINEERS. AIEE Committee Report. Flashover voltages of Insulators and gaps, v. 53, p. 882-886, 1934.
- (40) ALLIBONE, T. E.; PERRY, F. R. Cathode-Ray Oscillographic studies of surge phenomena. **IEE Journal (G.B.)**, v. 75, p. 670-688, 1934.
- (41) JACOTTET, P. Impulse breakdown tests on rod gaps. Elektrotechnische Zeitschrift, v. 58, p. 628-631, 1937.
- (42) ALLIBONE, T. E. International comparison of impulse-voltage tests. **IEE Journal** (**G.B.**), v. 81, p. 741-750, 1937.
- (43) HAGENGUTH, J. H. Volt-time areas of impulse spark-over. **Transactions AIEE**, v. 60, p. 803-810, 1941.
- (44) LINCK, H. Protective characteristics of a 20-inch rod gap. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-84, p.177-181, 1965.
- (45) KUFFEL, E.; ABDULLAH, M. Corona and breakdown-voltage characteristics in sphere-plane and rod-rod gaps under impulse voltages of various wavefront durations. **IEE Proceedings**, v. 113, p. 1113-1119, 1934
- (46) ALLIBONE, T. E.; DRING, D. Influence of the wavefront of impulse voltages on the sparkover of rod gaps and insulators. **IEE Proceedings**, v. 122, p. 235-238, 1975.
- (47) WIESINGER, J. The influence of the front duration of impulse voltage on the sparkover characteristics of spark (in German). **Bull. SEV**, v. 57, p 243-246, 1966.
- (48) MILLER, D. B.et al. The effects of steep-front, short duration impulses on power distribution components. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 5, p.708-715, 1990.

- (49) GRZYBOWSKI, S.; JACOB, P. B. The steep front, short duration pulse characteristics of distribution insulators with wood. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 5, p.1608-1616, 1990.
- (50) CARRUS, A. et al. Short tail lightning impulse behavior of medium voltage line insulation. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 14, n. 1, p. 218 226, 1999.
- (51) RUSCK, S. Effect of non-standard surge voltages on insulation. ASEA Research, v. 3, p. 5-14, 1959.
- (52) CONSEIL INTERNATIONAL DES GRANDS RÉSEAUX ÉLECTRIQUES -CIGRÉ. Guidelines for the evaluation of the dielectric strength of external insulation. 1992.
- (53) INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. IEEE Std
  4-1978. IEEE Standard techniques for high voltage testing. Piscataway, 1978.
- (54) DARVENIZA, M.; POPOLANSKY, F.; WHITEHEAD, E. R. Lightning protection of UHV transmission lines. **Electra**, n.41, p. 39-69, 1975.
- (55) DELLERA, L., GARBAGNATI, E.; Lightning stroke simulation by means of the leader progression model. I. Description of the model and evaluation of exposure of free-standing structures. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 5, n. 4, p. 2009 - 2022, 1990.
- (56) INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. WORKING GROUP REPORT. Estimating lightning performance of transmission lines II update to analytical models. In: IEEE PES SUMMER MEETING, 1992, Seattle. Proceedings... Piscataway: IEEE, 1992. p. paper 92/ SM 253-1, 1992.
- (57) CONSEIL INTERNATIONAL DES GRANDS RÉSEAUX ÉLECTRIQUES -CIGRÉ. Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines. 1991
- (58) CHOWDHURI, P.; MISHRA, A. K.; MARTIN, P. M.; MCCONNELL; B. W. The effects of nonstandard lightning waveshapes on the impulse strength of short air gaps. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 4, p. 1991-1999, 1994.
- (59) CHOWDHURI, P.; MISHRA, A. K.; MCCONNELL, B. W. Volt-time characteristics of short air gaps under nonstandard lightning voltages waves. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 12, n. 1, p. 470-476, 1997.

- (60) SAVADAMUTHU, U.; UDAYAKUMAR, K.; JAYASHANKAR, V. Modified disruptive effect method as a measure of insulation strength for non-standard lightning waveforms. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 17, n. 2, p.510-515, 2002.
- (61) VENKATESAN, S.; USA, S.; UDAYAKUMAR, K. Unconditionally sequential approach to calculate the impulse strength of air for nonstandard impulse voltages. In: TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION, 2002: Yokohama. IEEE/PES .Proceedings...Piscataway: IEEE, 2002, v. 2, p.1236 1240.
- (62) ANCAJIMA, A. et al. Breakdown characteristics of air spark-gaps stressed by short tail lightning impulses: test results and comparison of different time to sparkover models. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 27., 2004, Avignon. ICLP 2004. Proceedings...Paris: SEE, 2004, paper 131
- (63) \_\_\_\_\_.Breakdown characteristics of MV distribution and electric traction lines insulators stressed by standard and short tail lightning impulses. In: IEEE POWER TECH 2005, St. Petersburg, June 2005. IEEE POWER TECH 2005. Proceedings...Piscataway: IEEE, 2005.
- (64) \_\_\_\_\_.Optimal selection of disruptive effect models parameters for the reproduction of M Vinsulators volt-time characteristics under standard and non standard lightning impulses. In: IEEE POWER TECH, 2007, Lausanne, Switzerland. Proceedings ... Piscataway: IEEE, 2007, p. Paper ID:175.
- (65) \_\_\_\_\_.Behavior of MV Insulators Under Lightning-Induced Overvoltages: Experimental Results and Reproduction of Volt-Time Characteristics by Disruptive Effect Models. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 25, n.1, Jan., 2010.
- (66) WANDERLEY NETO, E. T. et al. Characterization of Induced Surges Impulses and their Generation in Laboratory. In: International Conference on Lightning Protection, 30., 2010, Cagliari. ICLP 2010. Proceedings... Piscataway: IEEE, 2010.
- (67) INTERNATIONAL COUNCIL ON LARGE ELECTRIC SYSTEMS. Protection of MV and LV Networks against Lightning: Part I, Common Topics. Paris: CIGRE, 2005. (Technical Brochure, n., 287).

- (68) MIRRA,C. et al. Lightning overvoltages in low-voltage networks. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICITY DISTRIBUTION, 1997, Birmingham. CIRED'97. Proceedings...London: IEE, 1997. p. 2.19.1 – 2.19.6
- (69) PIANTINI, A.; DUARTE, D.M.; ROMERO, F. Lightning Overvoltages on Rural Distribution Lines. High Voltage Engineering, v. 34, n. 12, p. 2564-2569, Dec. 2008.
- NUCCI, C. A. ; RACHIDI, F. Interaction of electromagnetic fields generated by lightning with overhead electrical networks. In: COORAY, V. (Ed.). The Lightning Flash. London: IEE, 2003. p. 425-478. (IEE Power and Energy Series, 34).
- (71) RAKOV, V. A.; UMAN, M.A. Deleterious effects of lightning and protective techniques, Lightning - Physics and Effects, Cambridge: Cambridge University Press, 2003. p. 588-641.
- BORGHETTI, A. et al. Lightning protection of medium voltage networks. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 8., 2005.
   São Paulo. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 2005. p. 17-23.
- (73) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. The effectiveness of surge arresters on the mitigation of lightning induced voltages on distribution lines. INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 8., 2005. São Paulo. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 2005. p. 777-798.
- SHOSTAK,V. et al. Estimation of lightning-caused stresses in a MV distribution line". In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 27., 2004, Avignon. ICLP 2004. Proceedings...Paris: SEE, 2004, p.678-683
- (75) YOKOYAMA, S. Lightning protection of MV overhead distribution lines. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION,7.,2003, Curitiba. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 2003. p. 151-155.
- (76) NUCCI, C. A.; BORGHETTI, A.; PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, Jorge M. Lightning-induced voltages on distribution overhead lines: comparison between experimental results from a reduced-scale model and most recent approaches. In: 24th INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 1998, Birmingham. ICLP: Proceedings. Stafford: Staffordshire University, 1998. v. 1. p. 314-320.

- (77) DARVENIZA, M. A practical approach to lightning protection of sub-transmission and distribution systems. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 5., São Paulo, 1999. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 1999. p. 365-372.
- (78) JOINT CIRED/CIGRÉ Working Group 05. Protection of MV and LV networks against lightning: part II, application to MV networks. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICITY DISTRIBUTION, 1997, Birmingham. CIRED'97. Proceedings...London: IEE, 1997, p. 2.28.1-2.28.8.
- (79) BAKER, P.P. et al. Induced voltage measurements on an experimental distribution line during nearby rocket triggered lightning flashes. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v.11, n. 2, p. 980-995, 1996.
- (80) RUSCK, S. Induced lightning over-voltages on power-transmission lines with special reference to the over-voltage protection of low-voltage networks. Transactions of the Royal Institute of Technology, n. 120, 1958.
- (81) BABA, Y.; RAKOV,V.A. On calculating lightning-induced overvoltages in the presence of a tall strike object. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 8., 2005. São Paulo. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 2005. p.11-16.
- (82) PIANTINI, A. et al. A system for lightning induced voltages data acquisition: preliminary results. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION,7.,2003, Curitiba. SIPDA. Proceedings...São Paulo: IEE-USP, 2003. p. 156-161.
- (83) NUCCI, C. A. et al. Influence of corona on the voltages induced by nearby lightning on overhead distribution lines. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 15, n.4, p. 1265-1273, 2000.
- (84) BORGHETTI, A. ET al. Characterization of the response of an overhead line to lightning electromagnetic fields. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 25., Rodhes, 2000. ICLP 2000. Proceedings. Patras, University of Patras, 2000. p. v.A / p. 223-228.
- (85) NUCCI, C.A.; RACHIDI, F.. Lightning induced overvoltages. In: EEE Transmission and Distribution Conference. New Orleans, 1999. Proceedings...Piscataway: IEEE, 1999. Panel Session - Distribution Line Protection.

- (86) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J.M. The influence of the upward leader on lightning induced voltages. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 23, Firenze, 1996. ICLP. Proceedings. Milano: AEI, 1996. p. v.1/. 352-7.
- (87) NUCCI,C.A. et al. Comparison of two coupling models for lightning-induced overvoltage calculations. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 10, n. 1, p. 330-339, 1995.
- (88) ISHII,M. et al. Lightning-induced voltage on an overhead wire dependent on ground conductivity. IEEE Transactions on Power Delivery, v.. 9, n. 1, p. 109-118, 1994.
- (89) NUCCI, C. A. et al. Lightning-induced overvoltages on overhead lines. IEEE
  Transactions on Electromagnetic Compatibility, v. 35, n. 1, p. 75-86, 1993.
- (90) CHOWDHURI, P. Response of overhead lines of finite length to nearby lightning strokes. **IEEE Transactions on Power Delivery**, vol. 6, no. 1, pp. 343-351, 1991.
- (91) \_\_\_\_\_. Estimation of flashover rates of overhead power distribution lines by lightning strokes to nearby ground. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 4, n.. 3, p. 1982-1989, 1989.
- (92) LIEW, A. C; MAR, S. C. Extension of the Chowdhuri: Gross model for lightning induced voltage on overhead lines. IEEE Transactions on Power Systems, v. 1, n. 2, p. 240-247, 1986.
- (93) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J.M. Analysis of three different theories for calculation of induced voltages on distribution lines due to nearby strikes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRCITY DISTRIBUTION. Buenos Aires, 1996. CIRED Argentina'96.. Proceedings... Buenos Aires, CIER/ADEERA, 1996. p. session 1-23/ 127-32
- (94) PIANTINI, Alexandre; JANISZEWSKI, Jorge M. An improved model for lightning induced voltages calculations. In: IEEE/PES Transmission & Distribution Conference and Exposition : Latin America. 2004. São Paulo. Proceedings.São Paulo: ABINEE / IEEE, 2004. p. 554-559.
- (95) COORAY, V. Calculating lightning-induced overvoltages in power lines, a comparison of two coupling models. IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, v. 36, n. 3, p. 179-182, 1994.

- (96) MICHISHITA; K. ISHII,M. Theoretical comparison of Agrawal's and Rusck's field-to-line coupling models for calculation of lightning-induced voltage on an overhead wire. **IEE Transactions of Japan**, v. 117, n. 9, p. 1315-1316, 1997.
- (97) AGRAWAL, A.K.; PRICE, H.J.; GURBAXANI, S. Transient response of a multiconductor transmission line excited by a nonuniform electromagnetic field", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, v. 22, p. 119-129, May 1980.
- (98) PAOLONE, M. et al. Mitigation of lightning-induced overvoltages in medium voltage distribution lines by means of periodical grounding of shielding wires and of surge arresters, modeling and experimental validation. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 19, n. 1, p. 423-431, 2004.
- (99) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. Lightning-induced voltages on overhead lines - application of the Extended Rusck Model. IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, v. 51, p. 548-558, 2009.
- (100) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. The Effectiveness of Surge Arresters on the Mitigation of Lightning Induced Voltages on Distribution Lines. Journal of Lightning Research - JOLR, v. 2, p. 34-52, 2007.
- (101) PIANTINI, A. Lightning transients on LV networks caused by indirect strokes", **Journal of Lightning Research**, vol. 1, pp. 111-131, 2007.
- (102) M. A. Uman and D. K. McLain, "Magnetic field of the lightning return stroke", Journal of Geophysical Research, v. 74, p. 6899-6910, 1969.
- (103) CARVALHO, T. O.; PIANTINI, A.; SILVA NETO, A.; JANISZEWSKI, J. M; ALTAFIM, R. A. C.; NOGUEIRA, A. L. T. Desenvolvimento de sistema para estudo de tensões induzidas em linhas de média tensão por descargas atmosféricas. In: VI SEMINÁRIO BRASILEIRO SOBRE QUALIDADE DA ENERGIA ELÉTRICA (SBQEE), 2005, Belém. SBQEE. Anais... 2005. p. 1-6.
- (104) PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. Lightning induced voltages on overhead lines: the effect of ground wires. In: 22nd INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 1994, Budapest. ICLP: Proceedings. Budapest: Technical University of Budapest, 1994. p. R3b/1-R3b/5.

- (105) \_\_\_\_\_.Protection of distribution lines against indirect lightning strokes through the use of surge arresters. In: Tutorial Course on Surge Arresters, 2005, Rio de Janeiro. Curso Tutorial sobre Pára-Raios. Rio de Janeiro : CIGRE- BRASIL (CE A3 Equipamentos de Alta Tensão), 2005.
- (106) \_\_\_\_\_.Mitigação de tensões induzidas por descargas atmosféricas através da utilização de pára-raios em linhas de distribuição. In: ENCONTRO NACIONAL DE INSTALAÇÕES ELÉTRICAS, 12., 2008, São Paulo. Anais. ENIE 2008, São Paulo: Aranda Eventos. p. 1-22.
- (107) HEIDLER, F. Analytische Blitzstromfunktion zur LEMP- Berechnung. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 18., 1985, Munich. ICLP'85. Proceedings...Munich: VDE, 1985. p. 63-66.
- (108) KUFFEL,E.; ZAENGL, W.S.; KUFFEL, J. **High voltage engineering** : fundamentals. 2nd ed. Oxford: Newnes, 2000. ISBN 0-7506-3634-3.
- (109) MARX, E. Verfahren zur Schlagprüfung von Isolatoren und anderen elektrischen Vorrichtungen (Method for break-down tests of isolators and other electric devices).German Patent No. 455933, 1923
- (110) CARRUS, A., FUNES, L. E. Very short tailed lightning double exponential wave generation techniques based on Marx circuit standard configurations. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, v. PAS-103, n. 4, p. 782-787, Apr. 1984.
- (111) CARRUS, A. Comparison of methods suggested for conveniently reproducing lightning overvoltages. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON PROPERTIES AND APPLICATIONS OF DIELECTRIC MATERIALS, 2., Pequim, 1988. ICPADM. Proceedings. Pequim, 1988. v. 2, p. 750-753.