UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
INSTITUTO DE ENERGIA E AMBIENTE
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENERGIA

ALEXANDRE RIGOTTI SILVA

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE ISOLADORES DE MÉDIA
TENSÃO FRENTE A SOBRETENSÕES ATMOSFÉRICAS BIPOLARES**

São Paulo

2018

ALEXANDRE RIGOTTI SILVA

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE ISOLADORES DE MÉDIA
TENSÃO FRENTE A SOBRETENSÕES ATMOSFÉRICAS BIPOLARES**

Tese apresentada ao programa de Pós-Graduação em Energia do Instituto de Energia e Ambiente da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Doutor em Ciências.

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Piantini

Versão Corrigida

(versão original disponível na Biblioteca do Instituto de Energia e Ambiente e na Biblioteca Digital de Teses e Dissertações da USP)

São Paulo

2018

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

FICHA CATALOGRÁFICA

Silva, Alexandre Rigotti.

Avaliação do comportamento de isoladores de média tensão frente a sobretensões atmosféricas bipolares. / Alexandre Rigotti Silva; orientador: Alexandre Piantini. – São Paulo, 2018.

110 f.: il; 30 cm.

Tese (Doutorado em Ciência) – Programa de Pós-Graduação em Energia – Instituto de Energia e Ambiente da Universidade de São Paulo.

1. Sistemas elétricos de potência. 2. Descarga atmosférica. I. Título.

Janus

Universidade de São Paulo

ATA DE DEFESA

Aluno: 106131 - 502070 - 1 / Página 1 de 1

Ata de defesa pública de Tese do(a) Senhor(a) Alexandre Rigotti Silva no Programa: Energia, do(a) Instituto de Energia e Ambiente da Universidade de São Paulo.

Aos 16 dias do mês de agosto de 2018, no(a) IEE/USP realizou-se a Defesa da Tese do(a) Senhor(a) Alexandre Rigotti Silva, apresentada para a obtenção do título de Doutor intitulada:

"Avaliação do comportamento de isoladores de média tensão frente a sobretensões atmosféricas bipolares"

Após declarada aberta a sessão, o(a) Sr(a) Presidente passa a palavra ao candidato para exposição e a seguir aos examinadores para as devidas arguições que se desenvolvem nos termos regimentais. Em seguida, a Comissão Julgadora proclama o resultado:

Nome dos Participantes da Banca	Função	Sigla da CPG	Resultado
Alexandre Piantini	Presidente	IEE - USP	Não Votante
Arnaldo Gakiya Kanashiro	Titular	IEE - USP	<u>APROVADO</u>
Ruy Alberto Corrêa Altafim	Titular	EESC - USP	<u>APROVADO</u>
Miltom Shigihara	Titular	Especialista-IEE	<u>APROVADO</u>
Sérgio Kurokawa	Titular	FEIS-UNESP - Externo	<u>APROVADO</u>
Eduardo Coelho Marques da Costa	Titular	EP - USP	<u>APROVADO</u>

Resultado Final: APROVADO

Parecer da Comissão Julgadora *

Eu, Adriana Fatima Pelegrino, lavrei a presente ata, que assino juntamente com os(as) Senhores(as). São Paulo, aos 16 dias do mês de agosto de 2018.

Arnaldo Gakiya Kanashiro

Ruy Alberto Corrêa Altafim

Miltom Shigihara

Sérgio Kurokawa

Eduardo Coelho Marques da Costa

Alexandre Piantini
Presidente da Comissão Julgadora

* Obs: Se o candidato for reprovado por algum dos membros, o preenchimento do parecer é obrigatório.

A defesa foi homologada pela Comissão de Pós-Graduação em _____ e, portanto, o(a) aluno(a) _____ jus ao título de Doutor em Ciências obtido no Programa Energia.

Presidente da Comissão de Pós-Graduação

Dedico esse trabalho ao meu filho Eduardo.

AGRADECIMENTOS

Agradeço inicialmente ao meu orientador Prof. Dr. Alexandre Piantini pela orientação sempre presente, pelas valiosas discussões e pelo apoio em todos os momentos.

Aos meus pais José Manoel e Marlene pelo incentivo sempre presente.

Ao meu filho Eduardo que, mesmo com sua pouca idade, entendeu a importância do trabalho.

Ao meu grande amigo, o Físico Antônio Manoel de Moraes pelas discussões desde a graduação.

Aos Profs. Doutores Ariovaldo Folino Júnior e Wilson Pereira Dourado pelo apoio sempre presente.

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

À equipe da biblioteca do Instituto de Energia e Ambiente pela ajuda na formatação da tese.

À equipe da secretaria do PPGE do IEE pela ajuda sempre presente.

E ao Grande Arquiteto do Universo.

*Oh! quão bom e quão suave é que os irmãos vivam em união...
(Bíblia Sagrada, Salmos 133:1-3)*

RESUMO

SILVA, A.R.; **Avaliação do Comportamento de Isoladores de Média Tensão frente a Sobretensões Atmosféricas Bipolares** 2018, 115f. Tese (Doutorado em Ciências)- Programa de Pós-Graduação em Energia da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2018.

As linhas de distribuição de energia estão frequentemente expostas a sobretensões causadas por descargas atmosféricas diretas e indiretas. As formas de onda dessas sobretensões 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 μ s). 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. Este trabalho visa avaliar o comportamento de isoladores de média tensão quando sujeitos a sobretensões atmosféricas bipolares oscilatórias. Simulações realizadas usando o "Extended Rusck Model"(ERM) e resultados de medições demonstram que a ocorrência de sobretensões bipolares oscilatórias em linhas de distribuição não é um fato raro, pois descargas atmosféricas podem, sob certas condições, induzir tensões com tais características. Modificações realizadas no circuito de um gerador de impulsos de alta tensão convencional permitiram a geração de tensões bipolares de três períodos distintos: 2,2 μ s, 4,1 μ s e 6,0 μ s. Este trabalho investiga o comportamento de um típico isolador de porcelana tipo pino de 15 kV sujeito a um impulso bipolar, representativo de uma tensão induzida por um raio. Mostra-se que uma modificação no método proposto por Savadamuthu et al. para estimar a suportabilidade do isolamento de pequenos (alguns milímetros) sistemas de isolamento submetidos a tensões oscilantes bipolares leva a resultados promissores em termos de previsão da ocorrência de descargas no isolador de classe 15 kV.

Palavras-chave: onda bipolar, isoladores elétricos, linhas de distribuição, modelo do efeito disruptivo, ondas não normalizadas, sobretensões atmosféricas.

ABSTRACT

SILVA, A.R.; **Evaluation Of The Behavior Of Medium Insulators Voltage To Bidirectionally Atmospheric Overvoltage** 2018, 115p. PhD Thesis, Post Graduate Program on Energy - São Paulo University, São Paulo, 2018.

Power lines are often exposed to surges caused by direct and indirect lightning. The waveforms of these overvoltages may differ significantly from the standard lightning impulse used in tests to verify the adequacy of equipment insulation designs against atmospheric overvoltages ($1.2 / 50 \mu\text{s}$). Different models have been proposed to estimate the performance of the insulation against non-normalized impulses, with the disruptive effect model being one of the most used. This work aims at evaluating the behavior of medium voltage insulators when subjected to bidirectionally oscillating voltages. Simulations run using the Extended Rusck Model (ERM) and measurement results show that the occurrence of bipolar oscillating overvoltages are not rare on power distribution lines, as lightning strokes can induce, under certain conditions, voltages with such characteristics. Modifications performed in the circuit of a conventional high voltage pulse generator allowed the generation of bipolar voltages of three distinct periods: $2.2 \mu\text{s}$, $4.1 \mu\text{s}$ and $6.0 \mu\text{s}$. This work investigates the behavior of a typical 15 kV pin-type porcelain insulator subjected to bipolar impulses representative of lightning-induced voltages. It is shown that a modification on the method proposed by Savadamuthu et al. to estimate the insulation strength of small (a few mm) insulation systems subjected to bipolar oscillating voltages leads to promising results in terms of predicting the occurrence of flashovers on the 15 kV insulator.

Keywords: bipolar oscillating voltages, electrical insulators, power distribution lines, disruptive effect model, non-standard waveshapes, lightning overvoltages.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Tensão disruptiva de impulso em função da distância entre eletrodos para formas de onda $1/5\mu s$ e $1,5/40\mu s$ (AIEE, 1934).	23
Figura 2 – Aparato experimental. A: resistência de amortecimento em série, B: Resistência de controle da cauda da onda e C: Potenciômetro (ALLIBONE; HAWLEY; PERRY, 1934).	24
Figura 3 – Relação entre a Tensão de Ruptura e tempo até a ruptura t_2 . Adaptado de (HAGENGUTH, 1941a)	26
Figura 4 – CFO para os vários tipos de isoladores (LOPES; PEDROSO; MARTINEZ, 2013)	28
Figura 5 – Variação do expoente de integração K_2 e do valor de DE ($\log_{10} DE$) em função da tensão de ruptura. Resultados para centelhadores a ar com uma separação de 56cm e 114cm sujeitos a polaridade positiva.(CALDWELL; DARVENIZA, 1973)	32
Figura 6 – Variação dos parâmetros do modelo do efeito disruptivo em relação ao expoente K_2 (CHOWDHURI et al., 1994)	33
Figura 7 – Relação do desvio-padrão do ajuste com o valor do expoente K_2 (CHOWDHURI et al., 1994).	34
Figura 8 – Relação entre a velocidade de propagação do líder e a máxima solicitação média de tensão no centelhador antes da disrupção (CHOWDHURI et al., 1994).	35
Figura 9 – Resultados apresentados por Chowdhuri, Mishra e McConnell (1997) para a tensão normalizada de $1,2 \times 50\mu s$	36
Figura 10 – Aparato experimental. As indicações 1, 2, 3 e 4 definem os pontos de medidas das tensões. (PIANTINI et al., 2004)	40
Figura 11 – Tensão bipolar induzida por uma descarga atmosférica em uma linha experimental com comprimento 2,7 km aterrada em ambos os lados.	40
Figura 12 – Tensão induzida medida em um experimento em escala.	42
Figura 13 – Configuração do teste relacionado a tensão apresentada na Figura 12. Condutores neutros aterrados no meio de cada lateral e em todos os pontos de instalação do transformadores e pára-raios; r.s.m.: localização da descarga. Todas as dimensões referem-se ao sistema em escala real.	42
Figura 14 – Tensão induzida pela descarga atmosférica calculada no ponto mais próximo do canal de descarga $h = 10\text{ m}$; $h_g = 11\text{ m}$; $I = 40\text{ kA}$; $t_f = 2\text{ }\mu s$; $v_f = 1,5 \times 10^8\text{ m/s}$; $d = 50\text{ m}$; $\rho = 100\text{ }\Omega m$; $x_g = 600\text{ m}$; $R_g = 10\text{ }\Omega$	43
Figura 15 – Tensão induzida com alteração dos parâmetros: $x_g = 900\text{ m}$ e $L = 3\text{ km}$	43

Figura 16 – Tensão induzida com alteração dos parâmetros: simulação para descarga subsequente e $x_g = 300m$	44
Figura 17 – Algoritmo para o cálculo preliminar de U_0 e DE_c , adaptado de Venkatesan, Usa e Udayakumar (2002).	47
Figura 18 – Relações entre a distância d entre os eletrodos e U_0 e DE_c , adaptado de Venkatesan, Usa e Udayakumar (2002)	48
Figura 19 – Apresentação do parâmetro t_{bo} e do valor absoluto da forma de onda, adaptado de (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)	49
Figura 20 – Algoritmo para o cálculo do instante de ruptura baseado em (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)	52
Figura 21 – Tempo de corte com impulso oscilatório para o Corpo de Prova I. t_c (Experimental) = $11,0 \mu s$ e t_c (Previsto) = $10,5 \mu s$. Adaptado de Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002)	53
Figura 22 – Tempo de corte com impulso oscilatório para o Corpo de Prova II. t_c (Experimental) = $5,15 \mu s$ e t_c (Previsto) = $4,9 \mu s$. Adaptado de Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002)	54
Figura 23 – Tempo de corte com impulso oscilatório para o Corpo de Prova III. t_c (Experimental) = $10,0 \mu s$ e t_c (Previsto) = $9,63 \mu s$. Adaptado de Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002)	54
Figura 24 – Tensão de impulso atmosférico pleno (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013). . .	55
Figura 25 – Parâmetros de tempo do impulso atmosférico pleno, adaptado de ABNT NBR IEC 60060-1 (2013).	56
Figura 26 – 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 (baseado em ABNT NBR IEC 60060-1 (2013)).	57
Figura 27 – Gerador de Impulso multi-estágios (NBR60060:2013)	58
Figura 28 – Visão geral do gerador de impulsos e do resistor, capacitor e indutor.	59
Figura 29 – Isolador de 15 kV.	59
Figura 30 – Circuito utilizado para a geração do Impulso atmosférico pleno adaptado de (BRAZ, 2002)	60
Figura 31 – Resultado da simulação do circuito apresentado na Figura 30.	60
Figura 32 – Exemplos de impulso atmosférico normalizado aplicado no isolador de classe 15 kV.	61
Figura 33 – Exemplos de impulso atmosférico negativo aplicado no isolador de classe 15 kV.	62
Figura 34 – Circuito bipolar oscilatório desenvolvido para simulação.	63
Figura 35 – Comparação entre a onda definida como Tipo II e a resposta do circuito desenvolvido.	63

Figura 36 – Comparação entre a impulso Tipo II e a tensão gerada pelo impulso	63
Figura 37 – Comparação entre o impulso Tipo I e a tensão gerada pelo impulso	64
Figura 38 – Comparação entre o impulso Tipo III e a tensão gerada pelo impulso	64
Figura 39 – Número de disrupções por semi-ciclo para impulsos Tipo I.	66
Figura 40 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva não apresentando disrupção.	67
Figura 41 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando dis- rupção no 1º semi-ciclo.	67
Figura 42 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando dis- rupção no 3º semi-ciclo.	67
Figura 43 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando dis- rupção no 4º semi-ciclo.	68
Figura 44 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa não apresentando disrupção.	68
Figura 45 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 1º semi-ciclo.	68
Figura 46 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 2º semi-ciclo.	69
Figura 47 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 3º semi-ciclo.	69
Figura 48 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 4º semi-ciclo.	69
Figura 49 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 5º semi-ciclo.	70
Figura 50 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 6º semi-ciclo.	70
Figura 51 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 8º semi-ciclo.	70
Figura 52 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando dis- rupção no 9º semi-ciclo.	71
Figura 53 – Número de disrupções por semi-ciclo para os impulsos Tipo II.	72
Figura 54 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva não apresentando disrupção.	73
Figura 55 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 1º semi-ciclo.	73
Figura 56 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 2º semi-ciclo.	73
Figura 57 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 3º semi-ciclo.	74

Figura 58 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 4º semi-ciclo.	74
Figura 59 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 5º semi-ciclo.	74
Figura 60 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 6º semi-ciclo.	75
Figura 61 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa não apresentando disrupção.	75
Figura 62 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 1º semi-ciclo.	75
Figura 63 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 2º semi-ciclo.	76
Figura 64 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 3º semi-ciclo.	76
Figura 65 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 4º semi-ciclo.	76
Figura 66 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 5º semi-ciclo.	77
Figura 67 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 6º semi-ciclo.	77
Figura 68 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 7º semi-ciclo.	77
Figura 69 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 9º semi-ciclo.	78
Figura 70 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 10º semi-ciclo.	78
Figura 71 – Número de disrupções por semi-ciclo para impulsos Tipo III.	80
Figura 72 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva não apresentando disrupção.	81
Figura 73 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 1º semi-ciclo.	81
Figura 74 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 2º semi-ciclo.	81
Figura 75 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 3º semi-ciclo.	82
Figura 76 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 4º semi-ciclo.	82
Figura 77 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 5º semi-ciclo.	82

Figura 78 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando disrupção no 7º semi-ciclo.	83
Figura 79 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa não apresentando disrupção.	83
Figura 80 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 1º semi-ciclo.	83
Figura 81 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 2º semi-ciclo.	84
Figura 82 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 3º semi-ciclo.	84
Figura 83 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 4º semi-ciclo.	84
Figura 84 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 5º semi-ciclo.	85
Figura 85 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 6º semi-ciclo.	85
Figura 86 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 7º semi-ciclo.	85
Figura 87 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 9º semi-ciclo.	86
Figura 88 – Parâmetro k em função da relação da umidade absoluta, h, com a densidade relativa do ar, δ . Adaptado de (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013).	88
Figura 89 – Valores do expoente m para a correção da densidade do ar e w para correção de umidade, em função do parâmetro g -adaptado de (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013)	90
Figura 90 – Exemplos dos resultados do programa para o cálculo de U_0 e DE_c com a utilização de dois impulsos atmosféricos padrões.	92
Figura 91 – Comparação entre o Impulso Bipolar obtido em laboratório e após o cálculo do módulo da tensão.	93
Figura 92 – Cálculo dos valores de t_{boi}	94
Figura 93 – Apresentação do cálculo das integrais de DE_c	95
Figura 94 – Extremos de integração do último semi-ciclo: $(t_7; t_c)$	95
Figura 95 – Exemplo de relação do módulo da tensão em função do tempo com o valor de U_0 e a área acima de U_0 para impulso Tipo I.	98
Figura 96 – Exemplo de relação do módulo da tensão em função do tempo com o valor de U_0 e a área acima de U_0 para impulso Tipo II.	98
Figura 97 – Exemplo de relação do módulo da tensão em função do tempo com o valor de U_0 e a área acima de U_0 para impulso Tipo III.	98
Figura 98 – Resultados dos cálculos $(U_0; DE_c)$	99

Figura 99 – Resultados de DE_c para valores distintos de U_0	100
Figura 100–Histograma dos valores calculados de U_0 e a função normal ajustada para o 1,2/50 μs com polaridade positiva, com média = 91 e $\sigma = 22$	101
Figura 101–Gráfico Boxplot dos dados calculados de U_0	102
Figura 102–Gráfico de probabilidade normal dos valores de U_0	103
Figura 103–Histograma dos valores calculados de U_0 e a função normal ajustada para o 1,2/50 μs com polaridade negativa, com média = 118 e $\sigma = 22$	104
Figura 104–Gráfico Boxplot dos dados calculados de U_0 , do impulso 1,2/50 μs polari- dade negativa, nota-se a existência de muitos valores discrepantes.	105
Figura 105–Gráfico de probabilidade normal dos valores U_0 do impulso 1,2/50 μs pola- ridade negativa.	105
Figura 106–Gráfico boxplot das duas distribuições de U_0 para os impulsos 1,2/50 μs . A: impulso positivo, B: impulso negativo.	106
Figura 107–Determinação do t_{pr} para impulsos Tipo I.	107
Figura 108–Determinação do t_{pr} para impulsos Tipo II.	107
Figura 109–Determinação do t_{pr} para impulsos Tipo III	108
Figura 110–Valores obtidos de t_{pr} em relação ao período da onda bipolar.	108
Figura 111–Relação entre U_0 e DE_c e a reta ajustada: $DE_c(U_0) = (-1,59 \pm 0,02)U_0 +$ (198 $\pm$ 2)	110
Figura 112–Curva ajustada da relação entre t_{pr} e U_0 para o impulso do Tipo I.	110
Figura 113–Curva ajustada a partir da relação entre t_{pr} e U_0 para o impulso Tipo II.	111
Figura 114–Curva ajustada a partir da relação entre t_{pr} e U_0 para o impulso do Tipo III.	111
Figura 115–Curvas ajustadas a partir da relação entre t_{pr} e U_0 para os impulsos Tipo I, II e III.	112
Figura 116–Relação entre o Índice de Acerto e U_0 para o impulso do Tipo I, polaridade do 1º semi-ciclo positiva.	112
Figura 117–Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva	113
Figura 118–Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso do Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva.	113
Figura 119–Índices de acertos dos impulsos Tipos I, II e III com polaridade do 1º semi- ciclo positiva	114
Figura 120–Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa.	114
Figura 121–Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa.	115
Figura 122–Relação entre o índice de acertos e U_0 para oo impulso Tipo III, polaridade do 1º semi-ciclo negativa.	115

Figura 123 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo I com polaridades positiva e negativa do 1o semi-ciclo.	116
Figura 124 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo II com polaridades positiva e negativa do 1o semi-ciclo.	116
Figura 125 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo III com polaridades positiva e negativa do 1o semi-ciclo.	116

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Corpos de prova analisados	45
Tabela 2 – Parâmetros dos Efeito Disruptivo calculados para os elementos testados . . .	48
Tabela 3 – Cálculo do Parâmetro t_{pr} para o corpo de prova I: Bulbo de neon	50
Tabela 4 – Número de disrupções por semi-ciclo para impulsos Tipo I	65
Tabela 5 – Número de disrupções por semi-ciclo para impulsos Tipo II	71
Tabela 6 – Número de disrupções por semi-ciclo, impulsos Tipo III	79
Tabela 7 – Número de impulsos de cada tipo obtidos no laboratório	87
Tabela 8 – Valores dos expoentes, m para a correção da densidade do ar e w para correção de umidade, em função do parâmetro g. Adaptado de (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013)	89
Tabela 9 – Valores da mediana de U_0 calculados para os dois tipos de impulso: 1,2/50 μs positivos e negativos.	106
Tabela 10 – Valores de t_{pr} para cara tipo de impulso	108
Tabela 11 – Índices de acertos para os três tipos de onda com polaridade do 1º semi-ciclo positiva e $U_0 = 0 \text{ kV}$	117
Tabela 12 – Índices de acertos para os três tipos de onda com polaridade do 1º semi-ciclo negativa e $U_0 = 0 \text{ kV}$	117

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	19
1.1	Objetivos	21
1.2	Estrutura do Trabalho	22
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
3	DEFINIÇÃO DAS ONDAS ESTUDADAS	39
4	MÉTODO UNCONDITIONALLY SEQUENTIAL APPROACH (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)	45
4.1	Obtenção de U_0 e DE_c	46
4.2	Cálculo de t_{pr}	48
4.3	Determinação do Instante de Ruptura	51
5	METODOLOGIA	55
5.1	Geração de Ondas de impulso atmosférico em laboratório	55
5.1.1	Geração do Impulso Atmosférico Normalizado	55
5.1.2	Geração do Impulso Bipolar Oscilatório	62
5.2	Metodologia Experimental	86
5.2.1	Procedimentos de Ensaio	86
5.2.2	Correção Atmosférica	87
5.3	Metodologia Computacional	89
5.3.1	Cálculo de DE_c e U_0	89
5.3.2	Cálculo de t_{pr}	93
5.3.3	Previsão da disrupção	95
6	RESULTADOS E ANÁLISE	97
6.1	Aplicação do Método Unconditionally Sequential Approach (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)	97
6.2	Análises	99
6.2.1	Análise dos parâmetros DE_c e U_0	99
6.2.2	Determinação do valor de t_{pr}	106
7	MODELO PROPOSTO	109
8	CONCLUSÃO	119

REFERÊNCIAS 121

1 INTRODUÇÃO

As perdas econômicas devido a interrupções no fornecimento de energia elétrica podem ser elevadas e muitas pesquisas têm sido realizadas sobre o assunto, algumas relacionadas com o número de interrupções, outras aos impactos econômicos (CURRAN; HOLLE; LÓPEZ, 2000; ILLIYAS et al., 2014; THASANANUTARIYA; CHATRATANA; MCGRANAGHAN, 2005). Zhang et al. (2011) analisaram as perdas econômicas provocadas por descargas atmosféricas em diversos setores industriais, classificados em nove categorias: uso civil, energia, educação, manufatura, comunicação, petroquímica, finanças, transporte, agricultura e silvicultura. Os danos em estruturas e aparelhos de uso civil representam a maior perda econômica, totalizando 40% do total de perdas. Danos causados em linhas de energia representam a segunda maior perda econômica (19%). LaCommare e Eto (2006) estimaram que as perdas devido a interrupções do fornecimento de energia elétrica nos Estados Unidos no ano de 2012 chegaram a 79 bilhões de dólares.

As descargas atmosféricas são uma importante fonte de ameaça para os sistemas de distribuição de energia. Dependendo das amplitudes e formas de onda das sobretensões geradas pelas descargas atmosféricas, as suportabilidades dielétricas dos equipamentos conectados à rede podem ser excedidas e descargas disruptivas podem ocorrer, ocasionando falhas de equipamentos e/ou interrupções de fornecimento de energia.

Desde os anos 30, a avaliação do desempenho das isolações frente a sobretensões atmosféricas é realizada através de ensaios com o impulso atmosférico normalizado ($1,5/40 \mu s$) (IEC, 2010; ABNT NBR IEC 60060-1, 2013). Entretanto, as características das sobretensões dependem de muitos parâmetros e variam muito (PIANTINI, 2010; PIANTINI; JANISZEWSKI, 2009; PIANTINI et al., 2007; PIANTINI et al., 2004; FERNANDEZ; RAKOV; UMAN, 1999; NUCCI et al., 1993; YOKOYAMA; MIYAKE; FUKI, 1989; COORAY; ROSA, 1986). Além disso, as sobretensões induzidas por descargas atmosféricas próximas às redes elétricas podem frequentemente apresentar formas de ondas bipolares, por exemplo, (PIANTINI; JANISZEWSKI, 2009; PIANTINI et al., 2007; PIANTINI; JANISZEWSKI, 2000). Para a análise do comportamento de isoladores submetidos a impulsos atmosféricos com forma diferente da normalizada, frequentemente utiliza-se o Modelo do Efeito Disruptivo (Disruptive Effect Model) (WITZKE; BLISS, 1950b; WITZKE; BLISS, 1950a). Esse modelo, também conhecido como Método de Integração, foi proposto por Witzke e Bliss em 1950 (WITZKE; BLISS, 1950b; WITZKE; BLISS, 1950a) e posteriormente modificado por outros pesquisadores (JONES, 1954; KIND, 1958b; CALDWELL; DARVENIZA, 1973; DARVENIZA; VLASTOS, 1988).

Outros métodos são também utilizados para se prever o comportamento de isolações frente a impulsos com forma diferente da normalizada (IGINI et al., 1989): alguns modelam

diretamente o fenômeno da descarga e outros usam a curva característica tensão x tempo (curva $U \times t$) diretamente, enquanto o impulso é similar ao impulso normalizado.

A aplicação do Modelo do Efeito Disruptivo requer o conhecimento de alguns parâmetros para cuja estimativa diferentes procedimentos têm sido propostos na literatura (WITZKE; BLISS, 1950b; WITZKE; BLISS, 1950a; KIND, 1958b; DARVENIZA; VLASTOS, 1988; CHOWDHURI; MISHRA; MCCONNELL, 1997; HILEMAN, 1999; ANCAJIMA et al., 2010; SHIGIHARA et al., 2016).

Segundo Darveniza e Vlastos (1988), o processo que leva à disrupção é chamado de Efeito Disruptivo (*Disruptive Effect*, DE), que depende tanto da tensão aplicada quanto do tempo de aplicação, i.e., $DE = DE(U_0, t)$.

O Efeito Disruptivo é definido como:

$$DE = \int_{t_0}^t [U(t) - U_0]^k dt \quad (1.1)$$

onde $U(t)$ é a tensão aplicada, k é uma constante experimental, U_0 é a tensão de início (ou seja, a tensão mínima para iniciar o processo de ruptura da isolação), abaixo da qual não é possível ocorrer disrupção, e t_0 é o instante em que $U(t) > U_0$. O efeito disruptivo crítico, DE_c , é o valor de DE que, se excedido, causa descarga disruptiva. Conforme citado, existem diferentes procedimentos para se estimar os valores de U_0 e k (WITZKE; BLISS, 1950b; WITZKE; BLISS, 1950a; KIND, 1958b; DARVENIZA; VLASTOS, 1988; CHOWDHURI; MISHRA; MCCONNELL, 1997; HILEMAN, 1999; ANCAJIMA et al., 2010; SHIGIHARA et al., 2016). Darveniza e Vlastos (1988) propuseram $k = 1$ e $U_0 = 0,90 \times U_{50}$, onde U_{50} é a tensão crítica de descarga disruptiva (“critical flashover overvoltage”, CFO), ou seja, o valor de pico de tensão que tem 50% de probabilidade de provocar descarga disruptiva.

Braz et al. (2014) e Shigihara et al. (2016) analisaram os procedimentos mais comuns para estimar os parâmetros do Modelo de Efeito Disruptivo (U_0 , k e o Efeito Disruptivo Crítico, DE_c) para a avaliação das características de suportabilidade de isoladores de distribuição de classe 15 kV sujeitos a impulsos atmosféricos. Os testes realizados por Shigihara et al. (2016) envolveram a aplicação de quatro formas de impulso, além do impulso atmosférico normalizado, a saber: 1,2 / 4 μs , 1,2 / 10 μs , 3 / 10 μs e 7,5 / 30 μs . Os testes foram realizados com impulsos tanto de polaridade positiva como negativa. As curvas características tensão-tempo obtidas nos ensaios foram comparadas com as previstas pelo Modelo de Efeito Disruptivo usando os procedimentos propostos em (DARVENIZA; VLASTOS, 1988; CHOWDHURI; MISHRA; MCCONNELL, 1997; HILEMAN, 1999; ANCAJIMA et al., 2010) para estimar os parâmetros necessários para sua aplicação, bem como um novo método proposto pelos autores. Os resultados indicaram que os parâmetros obtidos de acordo com o método proposto levam a uma melhor concordância entre os resultados teóricos e experimentais. Entretanto, na sua formulação original, o Modelo do Efeito Disruptivo aplica-se apenas a impulsos unidirecionais (unipolares).

Uma modificação do Método de Efeito Disruptivo para estimar a suportabilidade dielétrica de isolações de sistemas expostos a tensões bipolares oscilatórias utilizando a aproximação de Kind (1958b) foi feita por Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) e Venkatesan, Usa e Udayakumar (2002). A principal motivação do estudo foi relacionada às tensões de ruptura de pequenos sistemas isolantes, com dimensões de 1 - 5 mm (VENKATESAN; USA; UDAYAKUMAR, 2002) e o método proposto foi aplicado para estimar a suportabilidade dielétrica de enrolamentos de transformadores, que têm baixa tensão entre as espiras e seções. Uma modificação no método para levar em conta o efeito de polaridade do 1º semi-ciclo foi feita em Venkatesan e Usa (2007). Para a aplicação do método proposto, além dos parâmetros básicos do Método do Efeito Disruptivo, outro parâmetro empírico, dependente do material (VENKATESAN; USA, 2007), é necessário: o tempo de reforço positivo t_{pr} , que está relacionado ao processo de difusão de elétrons (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002).

Embora os resultados obtidos tenham sido bem-sucedidos (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002; VENKATESAN; USA; UDAYAKUMAR, 2002; VENKATESAN; USA, 2007) a validade do modelo nunca foi testada para distâncias maiores como, por exemplo, no caso de equipamentos de distribuição de energia, que podem estar sujeitos a surtos bipolares induzidos por descargas atmosféricas próximas à rede elétrica.

1.1 OBJETIVOS

O objetivo principal do trabalho é avaliar o comportamento de isoladores de distribuição de média tensão quando sujeitos a sobretensões atmosféricas bipolares oscilatórias. Os objetivos específicos do trabalho foram:

- definir ondas de tensão impulsivas bipolares oscilatórias representativas de sobretensões atmosféricas bipolares com base em resultados de medições e cálculos;
- realizar ensaios em isolador típico de distribuição (classe 15 kV) considerando os impulsos definidos como representativos de sobretensões atmosféricas bipolares e obter dados sobre o comportamento do isolador quando submetido a tais impulsos;
- verificar a validade da aplicação do método desenvolvido para espaçamentos pequenos (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002) aplicados nos isoladores de classe 15kV e, eventualmente, propor um novo método para a previsão de disrupções em isoladores de média tensão quando sujeitos a sobretensões atmosféricas oscilatórias.

1.2 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho está dividido em 8 capítulos. O primeiro trata da introdução, apresenta os objetivos gerais e específicos da pesquisa e descreve a estrutura do trabalho.

O segundo capítulo diz respeito à revisão bibliográfica e discorre sobre os trabalhos envolvendo o comportamento de isolações frente a impulsos não-normalizados, mostrando os principais métodos para a avaliação da suportabilidade frente a tais impulsos

O terceiro capítulo trata da definição dos impulsos bipolares oscilatórios utilizados para análise do comportamento do isolador.

O quarto capítulo trata da explanação do método proposto por [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) para aplicação do método do efeito disruptivo ao caso de impulsos bipolares oscilatórios. Explica-se o procedimento para determinação dos parâmetros U_0 , DE_c e t_{pr} e os principais resultados.

No capítulo cinco apresenta-se a metodologia utilizada neste trabalho. Após uma breve explicação sobre o processo do funcionamento de geradores de impulso de alta tensão, são apresentados os procedimentos adotados para geração dos impulsos bipolares oscilatórios em laboratório. Os procedimentos experimentais com ondas bipolares são definidos e apresentam-se exemplos das ondas geradas. São também descritos os procedimentos numérico-computacionais utilizados.

O sexto capítulo apresenta os resultados obtidos pela aplicação do método proposto por [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) a um isolador de média tensão, bem como os cálculos dos parâmetros U_0 , DE_c e t_{pr} .

No sétimo capítulo apresenta-se o método proposto para análise e previsão da ocorrência da ruptura em um isolador de 15 kV quando submetido a impulsos bipolares oscilatórios.

Finalmente, o oitavo capítulo apresenta as conclusões da tese e as sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Segundo Chowdhuri et al. (1994), o primeiro artigo que trata da simulação de descargas atmosféricas não padronizadas atuando em isoladores foi publicado em 1934 pelo AIEE Lightning and Insulators Subcommittee (AIEE, 1934) que reportou os testes dos quatro maiores laboratórios de fabricantes de sistemas elétricos dos EUA. 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 de onda $1,5/40 \mu s$ era a normalizada nos Estados Unidos naquela época. Nos ensaios registravam-se a mínima tensão disruptiva de impulso e foram realizados com os centelhadores na posição horizontal com a distância entre as pontas variando de 0,5 polegada até 100 polegadas. Notaram que, para distâncias entre eletrodos inferiores a 3 polegadas, não houve diferença entre os resultados para os dois tipos de impulso e, acima desse valor, a mínima tensão disruptiva de impulso foi aumentando constantemente para a forma $1/5 \mu s$ em relação a $1,5/40 \mu s$, conforme pode ser visto na Figura 1.

Figura 1 – Tensão disruptiva de impulso em função da distância entre eletrodos para formas de onda $1/5 \mu s$ e $1,5/40 \mu s$ (AIEE, 1934).

Allibone, Hawley e Perry (1934) resumizam os resultados das pesquisas britânicas da época com centelhadores esfera-plano e ponta-plano. Na Figura 2 pode ser vista a montagem experimental utilizada onde A: resistência de amortecimento em série, B: resistência de controle da cauda da onda e C: potenciômetro. Foram realizados ensaios de tensão de impulso atmosférico, de polaridade positiva e negativa, com formas $1/5 \mu s$, $1/50 \mu s$ e $1/580 \mu s$ sendo o impulso $1/50 \mu s$ o padrão na Europa naquela época. Nos experimentos registraram o valor mínimo da tensão disruptiva, que corresponde à tensão que provoca ruptura em 90% das aplicações. A montagem dos centelhadores foi vertical e a distância entre eletrodos variou entre 1 polegada e 50 polegadas. Os resultados mostraram que, para os centelhadores ponta-plano, a tensão mínima disruptiva de impulso para polaridade positiva foi sempre menor que a de polaridade negativa.

Além disso, para a polaridade positiva a tensão disruptiva diminuiu com o aumento do tempo até o meio valor na cauda. Entretanto, os resultados não foram consistentes para a polaridade negativa. De acordo com os autores, era esperado que para a forma $1/580 \mu s$ os valores de U_{90} fossem mais baixos na polaridade negativa, mas isso não ocorreu. Foram observadas inflexões nas curvas de mínima tensão disruptiva *versus* 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 *versus* distância do centelhador. Concluíram que essa distorção representa a transição dessa condição para o estado onde a disrupção que ocorre a partir da superfície da chapa aterrada.

Figura 2 – Aparato experimental. A: resistência de amortecimento em série, B: Resistência de controle da cauda da onda e C: Potenciômetro (ALLIBONE; HAWLEY; PERRY, 1934).

Em 1937, dois trabalhos (ALLIBONE, 1937; JACOTTET, 1937) 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. Allibone (1937) comparou os níveis de tensão crítica de descarga disruptiva de impulso atmosférico a 50% de

centelhadores ponta-ponta com as seguintes formas de onda: $0,5/50 \mu s$ (norma VDE), $1/50 \mu s$ (norma IEC) e $1,5/40 \mu s$ (norma AIEE). Os valores da tensão disruptiva para polaridade positiva foram menores que os de polaridade negativa. Para polaridade positiva as formas de onda tiveram diferenças insignificantes. Para as tensões de polaridade negativa, o nível de disrupção para a forma $1,5/40 \mu s$ foi o mais alto, enquanto para a forma $0,5/50 \mu s$, foi o mais baixo. Não ficou claro se as técnicas de medição utilizadas pelos diversos laboratórios podem ter causado essas diferenças entre os resultados. [Jacottet \(1937\)](#) realizou ensaios com a finalidade de determinar a mínima tensão disruptiva de impulso atmosférico em centelhadores ponta-ponta com formas $1/5 \mu s$ 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 com resultados 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 $1/50 \mu s$.

[AIEE \(1937\)](#) nos E.U.A. atualizou os dados de [AIEE \(1934\)](#) obtidos em vários laboratórios dos E.U.A. em isoladores em suspensão e com centelhadores ponta-ponta. Os novos dados confirmaram mais ou menos os dados antigos. Foram adicionados dados da mínima tensão de disrupção sobre tensão negativa para as formas de onda de $1/5 \mu s$ e $1,5/40 \mu s$. Os dados confirmaram pesquisas anteriores que afirmaram que tensões de disrupção sob impulsos positivos são, em módulo, menores que aquelas sob impulsos negativos. Também afirmaram que as tensões de disrupção sob impulsos negativos eram mais dispersas que aquelas geradas por impulsos positivos.

[Clem et al. \(1940\)](#) teve como principal contribuição analisar dados para polaridades negativas com forma de onda de $1/5 \mu s$ e $1/40 \mu s$. Os dados confirmaram que a tensão disruptiva para polaridades positivas era sempre menor que para polaridades negativas.

Em 1941, [Hagenguth \(1941a\)](#) utilizou impulsos de tensão com tempos de frentes de $0,5 \mu s$, $2,4 \mu s$ e $9,6 \mu s$ 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, há um aumento significativo no nível da tensão de ruptura, em ambas as polaridades, para centelhadores ponta-ponta com distância entre os eletrodos de 20 polegadas. Ele não especificou o tempo até o meio valor dos impulsos. [Hagenguth \(1941a\)](#) 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_2 , onde T_1 é o tempo de frente efetivo da onda de tensão aplicada e T_2 é o tempo até a descarga. [Hagenguth \(1941a\)](#) representou em um gráfico (Figura 3) a tensão de disrupção x tempo até a descarga (T_d) uma série de curvas T_1/T_2 . Ele concluiu que a utilização de ondas com a tensão e tempo característicos não era adequado para os testes para frentes de onda não padronizadas. Ele, na conclusão do seu artigo, afirmou que: “não podem ser representadas

com precisão suficiente usando curvas tensão – tempo, mas devem representadas pelas áreas tensão-tempo”. Ele também afirmou que a grande diferença entre tensões em um dado tempo para a descarga disruptiva não é devido a sua característica aleatória, mas devido a variação na forma de onda na tensão aplicada antes da descarga.

Figura 3 – Relação entre a Tensão de Ruptura e tempo até a ruptura t_2 . Adaptado de (HAGEN-GUTH, 1941a)

No seu artigo seguinte, Hagenguth (1941b), introduziu o termo área tensão – tempo quando afirmou que os campos não uniformes não podem ser representados apenas pela curva tensão por tempo, mas pela área abaixo da curva até a linha horizontal que tangencie a curva tensão por tempo.

Em 1966, Kuffel, Abdullah e Abdullah (1966) 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 da onda de tensão, notaram que nessa polaridade a dispersão dos resultados foi maior. Foi observado que a ruptura 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 ruptura começou com um líder negativo. Para tempos de frente de $2 \mu s$ a ruptura em todos os centelhadores foi precedida por um líder positivo.

Allibone e Dring (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 $2\ \mu\text{s}$ e $120\ \mu\text{s}$, mantendo o tempo até o meio valor constante em $1000\ \mu\text{s}$. 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_{50} inicialmente 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_{50} diminui levemente e depois cresce. Para polaridade negativa, há uma queda inicial muito pequena no valor de U_{50} , mas em geral, esse valor aumenta quando o tempo até o valor de crista da tensão aumenta.

Em 1990, Grzybowski publicou três artigos (MILLER et al., 1990; GRZYBOWSKI; JACOB, 1990; GRZYBOWSKI; ABOU-RAHAL, 1990) cujas conclusões são:

1. A tensão de ruptura no isolador apresenta um valor entre 1,5 a 2 vezes superior a tensão U_{50} obtida na frente de onda do tipo $1,2/50\ \mu\text{s}$;
2. Em condições úmidas e para polaridade negativa, uma cruzeta de madeira adiciona $80\ \text{kV}/\text{pé}$;
3. para todos os testes, o tempo mínimo para a ruptura foi entre 120 e 200 ns.

Panek, Albrecht e Elahi (1992) estudaram os métodos em que os projetistas utilizam para aumentar a confiabilidade de subestações utilizando o critério da *mean time between failures* (MTBF). Nos seus resultados, a tensão crítica de ruptura U_{50} aplicada em uma onda de $0,3/50\ \mu\text{s}$ apresentou um valor médio de 94% da onda normalizada.

Caldwell e Darveniza (1973) realizaram detalhados estudos experimentais usando impulsos normalizados e outros não-normalizados incluindo impulsos bipolares. As constantes de integração do Efeito Disruptivo foram obtidas através da integração da equação $DE = \int_{t_0}^t [U(t) - U_0]^k dt$ com $U_0 = 0$ e $k = 1$. Para impulsos normalizados os melhores resultados foram obtidos com os tempos para ruptura entre 1,5 e $7\ \mu\text{s}$. Foi apresentada uma proposta para o cálculo que leva em conta a variação dinâmica da tensão necessária para manter a descarga U_0 .

Darveniza e Vlastos (1988) apresentaram as bases físicas do Efeito Disruptivo utilizando a equação da conservação de energia para o canal disruptivo conseguindo mostrar a equação fundamental para o efeito. Demonstraram que o tempo até a ruptura pode ser decomposto em outros tempos.

Em 2011, Braz e Piantini (2011) avaliaram o comportamento dielétrico de isoladores de média tensão e analisaram quatro métodos propostos (DARVENIZA; VLASTOS, 1988; CHOWDHURI; MISHRA; MCCONNELL, 1997; ANCAJIMA et al., 2010) para a estimativa da suportabilidade desses equipamentos frente a sobretensões atmosféricas tanto para formas de onda normalizadas ($1,2/50\ \mu\text{s}$) quanto para impulsos não normalizados ($1,2/4\ \mu\text{s}$ e $1,2/10\ \mu\text{s}$).

Os quatro métodos apresentaram bons resultados, mas considerou-se o melhor aquele proposto em [Ancajima et al. \(2010\)](#).

Mais recentemente [Lopes, Pedroso e Martinez \(2013\)](#) testaram isoladores de 15 kV e 25 kV de distribuição de média tensão em condições secas e úmidas para 13 diferentes tipos de formas de onda não normalizadas de polaridades positivas e negativas. Os testes foram apenas experimentais mostrando os resultados do CFO. Os resultados para os testes secos e úmidos encontram-se na Figura 4.

Figura 4 – CFO para os vários tipos de isoladores ([LOPES; PEDROSO; MARTINEZ, 2013](#))

Com relação aos efeitos dos impulsos não normalizados de tensão nas isolações de equipamentos, Witzke e Bliss ([WITZKE; BLISS, 1950b](#); [WITZKE; BLISS, 1950a](#)) propuseram pela primeira vez, em 1950, o termo “efeito disruptivo” (DE), definido como:

$$DE = \int [U(t) - K_1]^{K_2} dt \quad (2.1)$$

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

Essa relação foi estabelecida para o caso de transformadores considerando que a isolação do transformador pudesse suportar a tensão (constante) K_1 por um determinado período de tempo (ordem de centenas de microssegundos) sem sofrer danos. Assumiu-se que o efeito disruptivo 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. As constantes foram obtidas pela solução das seguintes equações:

$$\int [U_1(t) - K_1]^{K_2} dt = \int [U_2(t) - K_1]^{K_2} dt \quad (2.2)$$

$$\int [U_2(t) - K_1]^{K_2} dt = \int [U_3(t) - K_1]^{K_2} dt \quad (2.3)$$

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 a solução só pode ser obtida por métodos numéricos. Os autores concluíram que como a equação (2.1) 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 normalmente encontrados nas aplicações de proteção contra surtos.

Jones (1954) simplificou a definição original do efeito disruptivo de Witzke e Bliss (WITZKE; BLISS, 1950b; WITZKE; BLISS, 1950a)) adotando K_1 igual a zero na equação (2.1). 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. Mesmo 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. Relatórios dos técnicos do laboratório registraram grande dificuldade na obtenção de dados consistentes para disrupção em tempos curtos. O autor 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 (1958b) 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_b , 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 :

$$dx = u(x, t) dt \quad (2.4)$$

onde $u(x, t)$ é a velocidade com a qual a extremidade da descarga avança. Kind (1958b) assumiu que essa velocidade é função do grau de sobretensão do centelhador.

Especificamente,

$$u(x, t) = K [U(t) - U_b] \quad (2.5)$$

onde a constante K depende da geometria do centelhador, do mecanismo da descarga e da polaridade da tensão aplicada, mas independe do tempo. De (2.4) e (2.5):

$$\int_0^d \frac{dx}{K} = \int_{t_1}^{t_1+t_a} [U(t) - U_b] dt = F \quad (2.6)$$

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 (1958b apud WITZKE; BLISS; WITZKE; BLISS, 1950b, 1950a) assumiu que F é uma constante para uma dada configuração de eletrodos. Isso é muito similar ao que Hagenguth (1941a) sugeriu. É também similar à equação de Witzke e Bliss (WITZKE; BLISS, 1950b; WITZKE; BLISS, 1950a), como mostrado em (2.1) para $K_2 = 1$.

A definição de U_b foi ambígua. Kind (1958b) 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 (1958b), 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 (1958b) 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 ruptura ficaram na faixa de 0,5 μs a 1,5 μs . Os pontos calculados foram muito semelhantes aos obtidos na curva experimental.

Rusck (1959 apud WITZKE; BLISS; WITZKE; BLISS, 1950b, 1950a) também investigou a progressão de uma descarga ao longo do centelhador. Ele assumiu que o processo de ruptura 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 “streamer” 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 (1959) sugeriu que, caso a tensão aplicada caia abaixo de um nível crítico antes que o líder da descarga tenha transposto o centelhador completamente, então a descarga principal não se iniciará 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:

$$\int_0^t U(t)dt = \text{Constante} \quad (2.7)$$

A equação (2.7) é um caso particular da equação (2.1) para $K_1 = 0$ e $K_2 = 1$. Essa foi, na essência, a sugestão feita por Jones (1954), com a exceção que a constante K_2 foi mantido livre na equação. Para um centelhador de ponta de 10 polegadas, com polaridade positiva, Jones (1954) encontrou $K_2 = 5$. Rusck (1959) também ressaltou que, 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 (1959) 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 $U \times t$ analíticas para um centelhador a ar submetido a várias formas de onda de tensão tivessem concordância com os dados experimentais.

Caldwell e Darveniza (1973), Darveniza e Vlastos (1988) 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) principalmente na determinação de várias constantes, i.e., DE , K_1 e K_2 na equação (2.1). Para determinar essas constantes, eles determinaram dois pontos da curva tensão-tempo de um centelhador a ar sujeito a um impulso atmosférico normalizado. Para determinar essas três constantes a partir de dois pontos, inicialmente assume-se $K_1 = 0$ e calcula-se K_2 e DE ; em seguida, fixa-se $K_2 = 1$ e determina-se DE e K_1 . Determinou-se que os valores das constantes eram sensíveis aos pontos selecionados conforme pode ser visto na Figura 5.

Figura 5 – Variação do expoente de integração K_2 e do valor de DE ($\log_{10} DE$) em função da tensão de ruptura. Resultados para centelhadores a ar com uma separação de 56cm e 114cm sujeitos a polaridade positiva. (CALDWELL; DARVENIZA, 1973)

Em 1992, o Grupo de Trabalho (WG) 33.07 do CIGRE publicou um guia para avaliação dos esforços dielétricos em centelhadores a ar (CIGRÉ, 1992). Foram revisados os métodos disponíveis para determinação das características tensão-tempo de centelhadores em três categorias: (i) aproximação física; (ii) método de integração; e (iii) fórmulas simples. Foi concluído que os modelos de aproximação física podem prever as características $U \times t$ 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 $U \times t$ 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 (1975) propuseram a seguinte equação para avaliação da característica $U \times t$ de cadeias de isoladores de porcelana de sistemas de ultra alta tensão (UAT) frente a impulsos de tensão não normalizados:

$$U_{FO}(t) = \left(400 + \frac{710}{T_c^{0,75}} \right) W \quad (2.8)$$

onde:

$U_{FO}(t)$ é a tensão que causa disrupção, kV;

T_c é o tempo até a disrupção, 0,5 μs até 16 μs ;

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 (WHITEHEAD et al., 1993).

As propriedades tensão-tempo para impulsos normalizados podem ser usados como dados iniciais para definir os parâmetros necessários para prever a resposta para impulsos não-normalizados. Esse procedimento pode ser realizado usando a equação (2.6) e o modelo geral para efeito disruptivo definido pela equação (2.1).

Uma função normalizada (1,2/50 μs) foi integrada usando a equação (2.1). A tensão de pico de $V(t)$ foi determinada a partir da equação (2.8) para a cauda da onda de impulso. Para a frente de onda do impulso, a tensão de pico é obtida de $V(t)$ dividido pelo valor da tensão do impulso atmosférico normalizado nesse instante. A integral do efeito disruptivo foi então calculada várias vezes até a ruptura na faixa de 0,5 μs até 16 μs . Os parâmetros do modelo DE foram ajustados para o melhor ajuste para todos os pontos da curva tensão-tempo.

As figuras mostram que DE ajustado (Figura 6a) e a constante K_1 (Figura 6b) para o melhor ajuste nos pontos da curva tensão-tempo dependem do valor do expoente (K_2). Para a aproximação de área igual ($K_2 = 1$), o melhor ajuste é dado por um (K_1) que é próximo de mínimo CFO do isolador (calculado como 488 kV/m a partir da equação (2.8)). Para valores maiores de K_2 a constante K_1 converge para zero.

(a) Relação entre DE e o expoente K_2

(b) Relação entre K_1 e o expoente K_2

Figura 6 – Variação dos parâmetros do modelo do efeito disruptivo em relação ao expoente K_2 (CHOWDHURI et al., 1994)

A Figura 7 mostra que nenhum dos valores extremos de K_2 consegue ajustar a curva tensão-tempo satisfatoriamente, com o desvio-padrão chegando a 30%. A melhor descrição para a curva tensão-tempo é dada pelos expoente na faixa de $2 < K_2 < 3$. Um desvio-padrão nessa faixa chega a 5%.

Figura 7 – Relação do desvio-padrão do ajuste com o valor do expoente K_2 (CHOWDHURI et al., 1994).

O modelo do líder progressivo 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 requerem um tempo T_s que diminui linearmente com o aumento da solicitação da tensão acima de um limiar de aproximadamente $500kV/m$. Tempos de “streamers” típicos ficam na faixa de $0,5 \mu s < T_s < 2 \mu s$ para o impulso atmosférico normalizados;
- 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 $500kV/m$.

A relação entre a velocidade média do líder e a máxima solicitação de tensão aplicada é fundamental para o modelo do líder progressivo. Whitehead et al. (1993) destacaram que a curva tensão-tempo fornece uma estimativa da relação entre velocidade média do líder e a máxima solicitação média de tensão no centelhador antes da disrupção. Essa relação, obtida da equação (2.8) está apresentada na figura (8). São mostradas curvas com a duração da fase de streamer de $0,5 \mu s$ e $1 \mu s$. Essas curvas foram obtidas subtraindo o tempo de “streamer”, T_s , do tempo total de disrupção t na equação (2.8). Os dados são condizentes com os dados obtidos experimentalmente por Pigni et al. (1989).

Figura 8 – Relação entre a velocidade de propagação do líder e a máxima solicitação média de tensão no centelhador antes da ruptura (CHOWDHURI et al., 1994).

Chowdhuri, Mishra e McConnell (1997) propuseram que, na expressão do efeito disruptivo (equação 2.1) a contante K_2 fosse calculada por:

$$K_2 = \alpha \frac{v(t)}{V_0},$$

onde U_0 é calculado por:

$$U_0 = U_{50} - k \times s.$$

Ou seja a expressão (2.1) torna-se:

$$DE = \int_{t_0}^{t_b} [U(t) - U_0]^{\alpha \frac{U(t)}{U_0}} dt \quad (2.9)$$

onde α e U_0 são duas constantes a serem determinadas a partir de dois pontos obtidos nos ensaios; t_0 é o instante em que a tensão excede a U_0 e t_b é o tempo de corte.

O parâmetro k é função de n (número de observações para uma distribuição normal), P , que corresponde à população de U maior que U_0 e γ , 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 $\gamma = 0,95$ (OWEN, 1962).

Após o cálculo de U_0 , os parâmetros DE e α são calculados a partir de duas formas de onda disruptivas e calculado-se os parâmetros por integração numérica. Pode-se ver na Figura 9 um exemplo com os resultados das medições e cálculo para impulso atmosférico normalizado de $1,2 \times 50 \mu s$.

Figura 9 – Resultados apresentados por [Chowdhuri, Mishra e McConnell \(1997\)](#) para a tensão normalizada de $1,2 \times 50 \mu s$.

[Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) apresentaram um método para o cálculo de efeito disruptivo para ondas bipolares chamado de Unconditionally Sequential Approach. Esse método foi desenvolvido pois os cálculos do Efeito Disruptivo não forneceram resultados satisfatórios para as tensões bipolares oscilatórias.

[Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) utilizaram, em seu método, a simplificação proposta por ([KIND, 1958b](#); [KIND, 1958a](#)):

$$DE_c = \int_0^t [U(t) - U_0]^k dt \quad (2.10)$$

em que DE_c é o Efeito Disruptivo Critico, calculado adotando-se $k = 1$ e $t_0 = 0$ e definindo-se um tempo t_{pr} relacionando com o processo de difusão dos elétrons. O método postula que o processo de ruptura devido a um impulso bipolar é função apenas do valor absoluto do impulso e o intervalo de tempo t_{boi} quando duas meias ondas consecutivas cruzam o eixo U_0 .

[Venkatesan, Usa e Udayakumar \(2002\)](#) fizeram experimentos com ondas oscilatórias monopulares 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 do método Unconditionally Sequential Approach. Foram comparados tempos até a ruptura de resultados obtidos em laboratório e calculados através do modelo disruptivo, com os parâmetros propostos por [Darveniza e Vlastos \(1988\)](#), no caso de ondas monopulares e com o método proposto por [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#), no caso de ondas bipolares. A diferença máxima encontrada foi de 10%.

[Ancajima et al. \(2004\)](#) realizaram ensaios em centelhadores ponta-ponta com distâncias entre eletrodos de 10 cm e 20 cm, aplicando um impulso normalizado e um impulso atmosférico com cauda mais curta ($1,2 / 4 \mu s$). Foram determinados os valores de U_{50} e a curva $U \times t$ 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 \(1958a\)](#) e modificado por [Chowdhuri, Mishra e McConnell \(1997\)](#) para determinar a curva $U \times t$ 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. A diferença média

entre os valores calculados e obtidos experimentalmente ficou entre 6% e 7% para os dois modelos.

[Ancajima et al. \(2005\)](#) apresentaram os resultados experimentais de ensaios realizados com impulsos atmosféricos com cauda curta (1,2 / 4 μ s) em isoladores utilizados em linhas de distribuição de média tensão. As curvas $U \times t$ foram apresentadas e comparadas com as curvas dos impulsos normalizados. Verificou-se que o parâmetro U_{50} 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 \(1958a\)](#) e modificado por [Chowdhuri, Mishra e McConnell \(1997\)](#), também foram aplicados a fim de prever a curva característica $U \times t$ para os dois impulsos ensaiados e foram considerados satisfatórios para o impulso normalizado, com U_0 resultante do cálculo estatístico. Em geral o modelo de [Chowdhuri, Mishra e McConnell \(1997\)](#) mostrou melhores resultados para os três isoladores em ambas as polaridades. Para o impulso de cauda curta os modelos de [Kind \(1958a\)](#) e [Chowdhuri, Mishra e McConnell \(1997\)](#) também podem ser considerados satisfatórios porque os valores de tensão para todos os tempos até a ruptura são superiores a U_0 .

[Ancajima et al. \(2007\)](#) abordaram o problema da reprodução das curvas $U \times t$ de isoladores de média tensão sob impulsos normalizados e impulsos atmosféricos com cauda curta (1,2 / 4 μ s) com a aplicação dos modelos de [Kind \(1958a\)](#) e [Chowdhuri, Mishra e McConnell \(1997\)](#). O objetivo do trabalho foi a seleção ideal dos parâmetros a serem inseridos nos dois modelos para cada impulso de tensão.

[Venkatesan e Usa \(2007\)](#) apresentaram uma variação do Unconditionally Sequential Approach onde o valor do DE_c é obtido através de uma onda bipolar oscilatória e não mais através do impulso atmosférico normalizado. Nesse caso o DE_c é calculado através da média ponderada dos valores de DE_c obtidos nos na parte positiva e negativa do impulso. Também analisaram a influência do meio isolante no parâmetro t_{pr} usando impulsos bipolares oscilatórias de frequência 11 kHz, 33 kHz, 90 kHz e 135 kHz. Os erros nos instantes previstos de ruptura são sempre menores que 5%.

[Ancajima et al. \(2010\)](#) apresentaram os resultados de ensaios experimentais realizados com impulsos atmosféricos com cauda curta (1,2 / 4 μ s) em isoladores. As curvas $U \times t$ obtidas com os impulsos de cauda curta foram mostradas e comparadas com as obtidas sob impulsos atmosféricos normalizados. Os modelos propostos por [Kind \(1958a\)](#) e [Chowdhuri, Mishra e McConnell \(1997\)](#) foram aplicados de forma para reproduzir as curvas $U \times t$ 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 \(1958a\)](#) utilizando os dados de tensão disruptiva sob impulso normalizado, com uma seleção adequada dos parâmetros, é capaz de estimar a resposta dos isoladores frente aos impulsos de cauda curta com uma exatidão satisfatória.

[Neto et al. \(2010\)](#) 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 350Ω e um resistor de cauda de $1 \text{ k}\Omega$. O impulso desejado foi gerado com sucesso.

[Krithika e Usa \(2015\)](#) apresentaram um modelo estendido para o Efeito Disruptivo com uma nova formulação para tempos de ruptura menores que $2 \mu\text{s}$:

$$DE = \begin{cases} C + D \cdot e^{t_c}, & t_c < 2\mu\text{s} \\ \int_{t_0}^{t_c} (U(t) - U_0) dt, & 2\mu\text{s} \leq t_c \leq 8\mu\text{s} \end{cases} \quad (2.11)$$

Os erros percentuais para o instante de ruptura para ondas bipolares oscilatórias se apresentaram sempre menores que 4%.

3 DEFINIÇÃO DAS ONDAS ESTUDADAS

Nesse capítulo serão definidas as ondas que serão estudadas. Utilizando simulações computacionais que representam impulsos reais que podem existir em uma linha de distribuição, serão apresentadas as ondas bipolares oscilatórias escolhidas para serem analisadas por representarem impulsos reais que um isolador de média tensão pode sofrer. O capítulo inicia com uma apresentação do experimento em tamanho natural em que ocorreram as observações de impulsos bipolares oscilatórios e em seguida apresentam-se as simulações para a determinação das ondas escolhidas.

Uma parcela significativa das interrupções em redes de distribuição de energia se deve às sobretensões induzidas por descargas próximas às linhas. Apesar desse fenômeno vir sendo estudado teórica e experimentalmente, há muito tempo existem divergências entre as principais teorias existentes ([PIANTINI et al., 2003](#)).

Para a análise desses fenômenos foi desenvolvido e implementado, no campus da Universidade de São Paulo em São Paulo, um sistema para estudo de tensões induzidas em linhas de distribuição devido a descargas atmosféricas indiretas através da obtenção simultânea das formas de onda de tensões induzidas em duas linhas com diferentes configurações ([PIANTINI et al., 2002](#); [PIANTINI; JANISZEWSKI, 2009](#)). O sistema possibilita a obtenção de registros simultâneos das correntes de descargas atmosféricas incidentes em uma torre de captação e das correspondentes tensões induzidas em duas linhas de distribuição monofásicas situadas nas proximidades da mesma. A Figura 10 apresenta o esquema das linhas experimentais, que têm aproximadamente 2,7 km de comprimento e não estão energizadas. Na linha mais afastada da torre foram instalados pára-raios nos pontos indicados. As linhas são sustentadas pelos mesmos postes e instaladas nos dois extremos de cruzetas com aproximadamente 6 m de comprimento. Essa separação das linhas visa diminuir a influência de uma sobre a outra em função do acoplamento. Ambas as linhas possuem em suas extremidades resistores com valor de resistência igual ao da impedância característica, para minimizar a ocorrência de reflexões das ondas de tensão. A torre na qual podem incidir as descargas é de aço galvanizado, com estais isolantes e altura de 62,5 m. A base é isolada da terra através de isoladores de porcelana tipo suporte cilíndrico. Para a medição das correntes das descargas, na base da torre foi instalado um resistor “shunt” por onde a corrente flui até atingir o sistema de aterramento ([BRAZ, 2002](#)).

Figura 10 – Aparato experimental. As indicações 1, 2, 3 e 4 definem os pontos de medidas das tensões. (PIANTINI et al., 2004)

A Figura 11 apresenta o sinal de uma tensão induzida por uma descarga na proximidade da linha não energizada de 2,7 km aterrada nas duas extremidades obtida em dos vários experimentos no sistema em escala real (PIANTINI et al., 2007; PIANTINI, 2008). A tensão induzida apresenta um comportamento bipolar oscilatório, pode-se definir o seu período como sendo o intervalo de tempo entre os dois primeiros valores máximos: $T = 17 \mu s$.

Figura 11 – Tensão bipolar induzida por uma descarga atmosférica em uma linha experimental com comprimento 2,7 km aterrada em ambos os lados.

Um outro aparato experimental utilizado foi o modelo em escala. Modelos em escala de sistemas elétricos foram muito utilizados, especialmente no passado, para prever transientes do sistema de energia depois de diferentes tipos de perturbações. Eles foram empregados, por exemplo, em estudos sobre transformadores (ABETTI, 1953), antenas e radar (SINCLAIR, 1948), linhas de transmissão (FISHER; ANDERSON; HAGENGUTH, 1959; COMSA; RENE, 1968; JOHNSON; SCHULTZ, 1957; HAGENGUTH; ANDERSON, 1957; GARBAGNATI; PIPARO, 1970; CALDECOTT; KASTEN; SEBO, 1981) e redes de distribuição (NUCCI et al., 1998; PIANTINI; JANISZEWSKI, 2000; PIANTINI; JANISZEWSKI, 1997; PIANTINI; JANISZEWSKI, 1994; YOKOYAMA, 1984). Os modelos em escala foram progressivamente substituídos por simulações numéricas, capazes de descrever o comportamento transiente dos sistemas de energia com resultados mais precisos. Seu uso, no entanto, ainda mantém uma certa validade especialmente para a análise da resposta a excitação de um sistema de potência quando um campo eletromagnético externo é aplicado.

Um modelo em escala para um determinado sistema eletromagnético depende da definição das relações numéricas entre os valores das quantidades no modelo e no sistema de escala real. Os fatores de escala podem ser derivados aplicando as equações de Maxwell ao sistema real e ao modelo de escala reduzida e, em seguida, relacionando as quantidades de interesse em ambos os sistemas. A escolha do fator de escala de comprimento depende da área disponível para a instalação e dos recursos dos sistemas de geração e medição. Um fator de escala muito baixo permite a simulação de linhas mais longas e canais de descarga em pequenos laboratórios. Este procedimento, no entanto, implica a necessidade de sistemas de medição com maiores larguras de banda. Para o resultado apresentado a seguir, o aparato experimental foi desenvolvido no Laboratório de Alta Tensão do IEE - USP utilizando um fator de escala 1:50.

Em um dos vários experimentos realizados no sistema em escala obteve-se a tensão bipolar oscilatória mostrada na Figura 12 com um período obtido pelo intervalo de tempo entre os dois primeiros picos de $T = 3,4 \mu s$. A tensão refere-se ao ponto **M** na rede representada na figura 13. Todos os parâmetros indicados na figuras referem-se ao sistema em escala real. Foi simulada uma linha de distribuição com quatro condutores (três fases e um neutro) com laterais, isoladores e transformadores. As distâncias s_e e s_d entre o transformador em que a tensão foi medida (ponto **M**) e o mais próximo conjunto de para-raios foram, para a tensão mostrada na figura, 148 m e 174 m, respectivamente. O condutor neutro foi aterrado no meio de cada lateral e em todos os pontos em que os transformadores ou pára-raios foram colocados. A intensidade da corrente de descarga e o tempo de frente foram, respectivamente 34 kA e $2 \mu s$. O valor da resistência do solo é $R_g = 50 \Omega$, exceto no ponto de medida onde $R_g = 0 \Omega$. Uma discussão detalhada do sistema pode ser encontrada em Piantini et al. (2007) e Piantini, Janiszewski e Cooray (2012).

Figura 12 – Tensão induzida medida em um experimento em escala.

Figura 13 – Configuração do teste relacionado a tensão apresentada na Figura 12. Condutores neutros aterrados no meio de cada lateral e em todos os pontos de instalação do transformadores e pára-raios; r.s.m.: localização da descarga. Todas as dimensões referem-se ao sistema em escala real.

Os resultados anteriores mostram que é possível a ocorrência de impulsos bipolares oscilatórios em um isolador de média tensão. Para determinar impulsos típicos que serão utilizados, nesse trabalho foram realizadas simulações utilizando uma ampliação do modelo de Rusck denominado “Extended Rusck Model”, ou ERM (PIANTINI; JANISZEWSKI, 2009).

Inicialmente foram obtidas duas tensões típicas de primeira descarga (*first stroke*). A Figura 14 apresenta a forma de onda de uma tensão induzida por uma descarga atmosférica calculada em uma linha de distribuição trifásica equipada com cabo guarda. As alturas dos

condutores (h) e do cabo guarda (h_g) são, respectivamente, 10 m e 11 m. A distância entre pontos aterrados adjacentes (x_g) é 600 m, a resistividade do solo é $100 \Omega \cdot m$ e a permissividade relativa do solo é 10, a indutância do condutor de descida é $11 \mu H$ e a resistência do solo (R_g) é de 10Ω . A descarga ocorrendo a uma distância $d = 50$ m da linha central e equidistante aos pontos de aterramento mais próximos. A corrente de descarga tem uma forma triangular com amplitude (I) de 40 kA, tempo de frente (T_1) de $2 \mu s$, tempo até o meio valor (T_2) de $80 \mu s$ e velocidade de propagação (v_f) de $1,5 \times 10^8 m/s$. A tensão induzida foi calculada para a linha central, ou seja, o ponto mais próximo do canal de descarga.

Figura 14 – Tensão induzida pela descarga atmosférica calculada no ponto mais próximo do canal de descarga $h = 10$ m; $h_g = 11$ m; $I = 40$ kA; $t_f = 2 \mu s$; $v_f = 1,5 \times 10^8$ m/s; $d = 50$ m, $\rho = 100 \Omega m$, $x_g = 600$ m; $R_g = 10 \Omega$.

Uma alteração nos parâmetros da simulação, em que $x_g = 900$ m e comprimento da linha foi alterado para $L = 3$ km, gerou como resultado um outro impulso bipolar oscilatório apresentado na Figura 15.

Figura 15 – Tensão induzida com alteração dos parâmetros: $x_g = 900$ m e $L = 3$ km.

A terceira simulação teve como característica uma descarga subsequente, corrente máxima da de 20 kA e intervalo entre os pontos de aterramento do cabo guarda de 300 m, pode-se

analisar a tensão na Figura 16.

Figura 16 – Tensão induzida com alteração dos parâmetros: simulação para descarga subsequente e $x_g = 300m$.

A tensão apresentada na Figura 12 apresenta um período medido entre os dois primeiros picos de $T = 4,1\mu s$, como o mesmo método para o cálculo do período a Figura 15 apresenta um período de $6,0\mu s$ e, finalmente, para a onda da Figura 16 um período de $2,2\mu s$. Estas ondas foram analisadas nessa tese e denominadas de:

Tipo I: Período de $2,2\mu s$

Tipo II: Período de $4,1\mu s$

Tipo III: Período de $6,0\mu s$

4 MÉTODO UNCONDITIONALLY SEQUENTIAL APPROACH (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)

Nesse capítulo será apresentado o método Unconditionally Sequential Approach desenvolvido por Usa Savadamuthu. Esse método consegue prever a ocorrência da ruptura para espaçamentos pequenos (2 a 3 mm) quando sujeito a um impulso bipolar oscilatório.

A confiabilidade dos sistemas elétricos depende em parte da sua suportabilidade dielétrica quando sujeitos a tensões de impulso. Os testes normalizados são aqueles definidos através da aplicação de impulsos de tensão do tipo $1,2/50 \mu s$, mas as descargas atmosféricas podem ser muito diferentes e assim, os testes com impulso atmosférico normalizado não são suficientes para determinar as condições de isolamento para ondas não-normalizadas (HAGENGUTH, 1941a).

Nesse contexto, SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR propuseram em 2002 um novo método para estimar o tempo de ruptura de sistema de isolamento sujeitos a tensões bidirecionais oscilatórias que foi chamado de **Unconditionally Sequential Approach**. A validação desse método ocorreu através de ensaios realizados em eletrodos com espaçamento pequeno (2 a 3 mm) (VENKATESAN; USA; UDAYAKUMAR, 2002). Na Tabela 1 podem-se ver os tipos de corpos de prova utilizados.

Tabela 1 – Corpos de prova analisados

Corpo de Prova	Objeto	Meio
I	Bulbo de Neon	Gás
II	Gap de Ponta para plano	Ar
III	Gap de Ponta para plano	Líquido

Fonte – Adaptado de (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)

Os testes foram realizados usando um gerador de impulso Haefely de 12 kV capaz de gerar impulsos tanto normalizados ($1,2/50 \mu s$) quanto bipolares e oscilatórios e com uma duração máxima de $100 \mu s$.

Como já visto anteriormente, o efeito disruptivo DE é uma função da tensão aplicada (U), da tensão mínima para que ocorra a disrupção (U_0) e o tempo de aplicação dessa tensão:

$$DE = f(U, U_0, t) \quad (4.1)$$

Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) utilizaram a aproximação desenvolvida por Kind (1958a):

$$DE_c = \int_0^{t_b} (U(t) - U_0) dt [kV \cdot \mu s] \quad (4.2)$$

onde t_b é o instante da disrupção e o efeito disruptivo é chamado de *Efeito Disruptivo Crítico* (DE_c).

4.1 OBTENÇÃO DE U_0 E DE_c

A primeira etapa do método é o cálculo simultâneo dos parâmetros U_0 e DE_c . Esse cálculo é realizado através do algoritmo proposto por Venkatesan, Usa e Udayakumar (2002) e representado na Figura 17. Para esse cálculo não se utilizam ainda os impulsos bipolares oscilatórios, mas apenas impulsos atmosféricos normalizados ($1,2/50 \mu s$) aplicados. Para o estudo é necessário a aplicação de um conjunto de impulsos normalizados e que as formas de onda resultantes sejam arquivadas. Analisam-se dois impulsos simultaneamente, que são, no início do cálculo, armazenados na memória. O algoritmo é um processo iterativo variando-se o valor de U_0 e calculando-se o efeito disruptivo, DE para cada valor através da integração numérica da equação 4.2. Compara-se os valores calculados, caso eles sejam diferentes ($DE_1 \neq DE_2$) o valor de U_0 é acrescido ($U_0 = U_0 + \Delta U_0$) é novamente calculado, repetindo esse processo até que $DE_1 = DE_2$.

Figura 17 – Algoritmo para o cálculo preliminar de U_0 e DE_c , adaptado de Venkatesan, Usa e Udayakumar (2002).

Quando a condição de igualdade é atingida o valor $DE_1 = DE_2$ é identificado como o Efeito Disruptivo Crítico DE_c com o seu correspondente valor de U_0 . Esse procedimento é calculado para um conjunto de pares de formas de onda e ao final é calculada a média dos valores obtidos.

Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) aplicaram o algoritmo para as três configurações de eletrodos e os resultados estão apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 – Parâmetros dos Efeito Disruptivo calculados para os elementos testados

Meio Dielétrico	Configuração dos Eletrodos	DE_c [kV · μ s]	U_0 [kV]
Neon	Ponta-ponta	0,285	0,135
Ar	Ponta-plano	0,900	0,1850
Óleo	Ponta-plano	2,875	0,700

Fonte – Adaptado de (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)

Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) analisaram a relação entre a distância d dos eletrodos e os valores calculados de U_0 e DE_c , os resultados são apresentados na Figura 18. Pode-se perceber que o valor de U_0 aumenta diretamente com o aumento do espaçamento, enquanto o valor de DE_c tem uma forte redução entre 2 e 3 mm mantendo-se praticamente constante depois.

Figura 18 – Relações entre a distância d entre os eletrodos e U_0 e DE_c , adaptado de Venkatesan, Usa e Udayakumar (2002)

4.2 CÁLCULO DE t_{pr}

Para conseguir calcular o efeito disruptivo em ondas bipolares oscilatórias Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) postularam que o processo de ruptura é função do módulo da tensão aplicada e do parâmetro t_{bo} definido como o intervalo de tempo entre o cruzamento de dois semi-ciclos consecutivos e o valor de U_0 . Para cada impulso bipolar oscilatório calculam-se os vários t_{boi} onde $i = 1, 2, \dots, n$ são os valores entre o i -ésimo e $(i+1)$ -ésimo meio-ciclo até o instante de ruptura. Na Figura 19 podem-se ver os dois postulados: a forma de onda é “rebatida”, i.e., tem o seu módulo calculado, e o primeiro t_{bo} é mostrado, seu valor é o intervalo de tempo em μ s. No caso como se trata do intervalos entre o 1º e o 2º semi-ciclos seria o t_{bo1} .

(a) Forma de onda bipolar oscilatória

(b) t_{bo} para os dois primeiros semi-ciclos.

Figura 19 – Apresentação do parâmetro t_{bo} e do valor absoluto da forma de onda, adaptado de (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)

Após o cálculo do módulo das tensões e dos valores de todos os t_{boi} pode-se obter a grandeza t_{pr} . Essa grandeza, relacionada aos processos de difusão dos elétrons, é calculada a partir dos valores t_{boi} obtidos nos impulsos bipolares oscilatórios e com os valores U_0 e DE_c , previamente calculados. Os valores de DE de cada semi-ciclos são acumulados partindo do último (onde ocorre a ruptura) até que o valor seja superior ao DE_c . Com essa condição satisfeita o valor do t_{pr} é identificado como o máximo entre todos os t_{boi} .

Apresentar-se-á abaixo o cálculo do t_{pr} para o corpo de prova I (bulbo de neon). Os parâmetros U_0 e DE_c foram obtidos pelo método apresentado na seção 4.1 e indicados na Tabela 2: $DE_c = 0,285 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ e $U_0 = 0,135 \text{ kV}$.

A ruptura ocorreu no 7º semi-ciclo e os valores dos DE_i e t_{boi} estão apresentados na Tabela 3. A primeira coluna apresenta a qual semi-ciclo trata-se aquela linha. Como no cálculo do t_{pr} calcula-se retroativamente do semi-ciclo onde ocorreu a ruptura até o 1º, a ordem é apresentada do último ao primeiro.

Na segunda coluna tem-se o valor do efeito disruptivo em cada semi-ciclo calculado pela

integral:

$$DE_i = \int_{t_o}^{t_f} |U(t) - U_0| dt, \quad (4.3)$$

onde os instantes t_o e t_f são os instantes inicial e final em que o valor do módulo da tensão em cada semi-ciclo é superior a U_0 . Para cada semi-ciclo calcula-se o respectivo DE_i .

A última coluna apresenta os valores acumulados de DE_i , essa coluna deve ser comparada com o valor de DE_c previamente calculado ($DE_c = 0,285 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$). O valor do primeiro DE a ser comparado é aquele em que ocorre a ruptura, nesse caso no 7º semi-ciclo, assim $DE_7 < DE_c$ pois $0,042 < 0,285$ e calcula-se a próxima linha. Para a análise da linha 6 deve-se usar o DE acumulado, $DE_{7+6} = 0,042 + 0,086 = 0,128$; novamente $DE_{7+6} < DE_c$ pois $0,128 < 0,285$ e repete-se para a linha 5: $DE_{7+6+5} = 0,042 + 0,086 + 0,158 = 0,286$ nesse caso $DE_{7+6+5} > DE_c$ pois $0,286 > 0,285$ terminando essa parte do cálculo. Esse cálculo está sintetizado na Tabela 3.

O t_{pr} é calculado como maior entre todos os t_{boi} das linhas calculadas, nesse caso: 5, 6 e 7, i.e. $t_{pr} = \text{máximo}[t_{bo7}; t_{bo6}; t_{bo5}] = \text{máximo}[0,75; 1,0; 1,5] = 1,5$.

Tabela 3 – Cálculo do Parâmetro t_{pr} para o corpo de prova I: Bulbo de neon

Semi-Ciclo (i)	$DE(i)$ [kV · μs]	t_{boi} [μs]	DE(acumulado) [kV · μs]
7	0,042	0,75	0,042
6	0,086	1	$0,042 + 0,086 = 0,128$
5	0,158	1,5	$0,128 + 0,158 = 0,286 > DE_c$
4	0,028	1,75	
3	0,064	*	
2	0	*	
1	0,024	-	

Fonte – Adaptado de (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)

Esse procedimento é realizado para várias formas de onda e frequências e, como a ruptura é um efeito aleatório, os valores se distribuem em uma faixa. Assim, calculou-se que t_{pr} encontra-se na faixa $1,0 < t_{pr} < 1,5$.

Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) realizaram os teste para os três corpos de prova:

Corpo de Prova I: $1,0 < t_{pr} < 1,5\mu\text{s}$

Corpo de Prova II: $0,85 < t_{pr} < 1,075\mu\text{s}$

Corpo de Prova III: $0,85 < t_{pr} < 1,05\mu\text{s}$

4.3 DETERMINAÇÃO DO INSTANTE DE RUPTURA

Com os valores de U_0 , DE_c e t_{pr} é possível prever o momento em que ocorrerá a ruptura em um corpo de prova. O algoritmo utilizado é apresentado na Figura 20, inicialmente utilizando o método descrito nas sessões 4.1 e 4.2 calculam-se U_0 , DE_c e t_{pr} . Em seguida calcula-se os $DE(i)$ de cada um dos semi-ciclos, iniciando-se no primeiro.

Figura 20 – Algoritmo para o cálculo do instante de ruptura baseado em (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)

Se $DE(1) > DE_c$ o método prevê a ocorrência da ruptura e o tempo de corte pode ser calculado; no caso em que $DE(1) < DE_c$ não ocorre a disrupção e deve-se calcular $DE(2)$ e, caso

$DE(2) > DE_c$, o método prevê a ocorrência da ruptura no 2º semi-ciclo, isso não ocorrendo as duas condições a seguir tem que ser avaliadas:

$$\begin{cases} DE(1) + DE(2) > DE_c, \\ t_{bo1} < t_{pr}. \end{cases}$$

Caso essas condições sejam ambas satisfeitas prevê-se a ocorrência da ruptura no 2º semi-ciclo, isso não ocorrendo calcula-se o $DE(3)$ e repete-se o procedimento e assim sucessivamente para os próximos semi-ciclos.

Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) previram os instantes de ruptura para os três corpos de prova (Figuras 21, 22 e 23). Em todas as figuras o sinal 1 refere-se à tensão sem o corpo de prova enquanto o sinal 2 refere-se à tensão com o corpo de prova.

Figura 21 – Tempo de corte com impulso oscilatório para o Corpo de Prova I. t_c (Experimental) = 11,0 μs e t_c (Previsto) = 10,5 μs . Adaptado de Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002)

Figura 22 – Tempo de corte com impulso oscilatório para o Corpo de Prova II. t_c (Experimental) = 5,15 μ s e t_c (Previsto) = 4,9 μ s. Adaptado de Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002)

Figura 23 – Tempo de corte com impulso oscilatório para o Corpo de Prova III. t_c (Experimental) = 10,0 μ s e t_c (Previsto) = 9,63 μ s. Adaptado de Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002)

O artigo conclui afirmando que o método de efeito disruptivo generalizado (DE) para a estimativa de formas de onda de impulso atmosférico fora do padrão foi experimentalmente validado em diferentes meios. Mostrou-se que tem um sucesso aceitável para tensões oscilatórias. O método Unconditionally Sequential Approach foi proposto para estimar a resistência sob tensões oscilatórias bidirecionais. A estimação dos modelos foi validada experimentalmente e a utilidade do método proposto foi destacada para um enrolamento de transformador.

5 METODOLOGIA

Este capítulo trata da metodologia utilizada neste trabalho. Inicialmente serão apresentados os métodos utilizados para a geração das ondas de impulso atmosférico tanto normalizado quanto bipolar. Em seguida trata do procedimento experimental utilizado nos ensaios e finalmente descreve-se o procedimento computacional para cálculo dos parâmetros necessários para aplicação do método descrito no capítulo anterior.

5.1 GERAÇÃO DE ONDAS DE IMPULSO ATMOSFÉRICO EM LABORATÓRIO

Essa seção apresenta o procedimento para a geração das ondas de impulso atmosférico no laboratório. Apresenta-se o circuito desenvolvido para a geração das ondas normalizadas e das ondas bipolares e apresenta-se a correção atmosférica utilizada.

5.1.1 Geração do Impulso Atmosférico Normalizado

Os ensaios para a avaliação do desempenho dos isoladores de alta tensão frente a sobretensões atmosféricas são estabelecidos pela norma [ABNT NBR IEC 60060-1 \(2013\)](#) que define como padrão o impulso atmosférico apresentado na Figura 24.

Figura 24 – Tensão de impulso atmosférico pleno ([ABNT NBR IEC 60060-1, 2013](#)).

A norma [ABNT NBR IEC 60060-1 \(2013\)](#) define os seguintes parâmetros de tempo de acordo com a Figura 25 e as definições abaixo:

T_1 - Tempo de Frente parâmetro virtual definido como $1/0,6$ vez o intervalo de tempo T entre os instantes correspondentes a 30 % e 90 % do valor de crista na curva da tensão de ensaio (pontos A e B da Figura 25);

O_1 - Origem Virtual instante que precede o correspondente ponto A da curva da tensão de ensaio (ver Figura 25) com tempo $0,3T_1$. Para oscilogramas com tempo de varredura linear esta é a interseção da linha reta traçada através dos pontos de referência A e B na frente;

T_2 - Tempo até o meio valor parâmetro virtual definido como o intervalo entre a origem virtual, O_1 , e o instante no qual a curva de tensão de ensaio tenha decrescido até a metade do valor da tensão de ensaio (ver Figura 25).

Figura 25 – Parâmetros de tempo do impulso atmosférico pleno, adaptado de [ABNT NBR IEC 60060-1 \(2013\)](#).

Define-se *impulso atmosférico normalizado* como um impulso atmosférico pleno com tempo de frente de $1,2 \mu s$ e um tempo até o meio valor de $50 \mu s$ e é descrito como uma onda $1,2/50 \mu s$.

As tolerâncias definidas na norma [ABNT NBR IEC 60060-1 \(2013\)](#) são:

Valor da Tensão de ensaio: $\pm 3\%$

Tempo de Frente: $\pm 30\%$

Tempo até o meio valor: $\pm 20\%$

Um dos exemplos de circuito elétrico típico usado para a geração do impulso atmosférico normalizado está representado na Figura 26. A onda normalizada pode ser obtida através da descarga de dois capacitores, o primeiro capacitor é 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. O capacitor C_1 é carregado lentamente por meio 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.)([BRAZ, 2002](#)).

Figura 26 – 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 (baseado em [ABNT NBR IEC 60060-1 \(2013\)](#)).

O gerador de único estágio apresenta problemas para tensões mais elevadas, como as dificuldades em se obter tensões mais elevadas no capacitor C_1 e para determinar os efeitos Corona. Como solução [Marx \(1923\)](#) propôs uma montagem onde um determinado número de capacitores é carregado em paralelo e descarregado em série através dos centelhadores.

Um exemplo de circuito do gerador de impulsos de Marx é apresentado na Figura 27. Nesse tipo de gerador, os capacitores C'_1 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 ([BRAZ, 2002](#)).

Na Figura 27, R'_1 é o resistor interno de frente e R'_2 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''_1 é o resistor externo de frente. Esse resistor é utilizado para ajustar a forma de onda, dependendo da capacitância do objeto ensaiado. C_2 é a capacitância da carga.

Figura 27 – Gerador de Impulso multi-estágios (NBR60060:2013)

O gerador de impulsos do Laboratório de Alta Tensão do Instituto de Energia e Ambiente 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 nF e a energia total é de 225 kJ. Uma visão geral do gerador de impulsos pode ser visto na Figura 28.

Figura 28 – Visão geral do gerador de impulsos e do resistor, capacitor e indutor.

Os ensaios foram realizados sobre um isolador de 15 kV, fabricante Santa Terezinha, que possui, de acordo com o fabricante, as seguinte características: tensão nominal de 15 kV, tensão suportável ao impulso atmosférico (BIL) de 95 kV, V_{50} negativo de 140 kV e V_{50} positivo de 115 kV. a Figura 29 pode-se ver o isolador na montagem experimental.

Figura 29 – Isolador de 15 kV.

Para a geração do impulso atmosférico normalizado ($1,2/50 \mu s$), 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_1) foi de $250 nF$. O circuito utilizado é apresentado na Figura 30.

Figura 30 – Circuito utilizado para a geração do Impulso atmosférico pleno adaptado de (BRAZ, 2002)

Nesse trabalho utilizou-se um software para a simulação de circuitos elétricos: o Pacote TINA (TINA..., 2017) que simula um circuito elétrico nos modos transiente e estacionário. O circuito da Figura 30 foi simulado no modo transiente e o resultado da simulação é apresentado na Figura 31.

Esse circuito foi utilizado para a geração do impulso atmosférico normalizado, necessário para a obtenção dos parâmetros DE_c e U_0 .

Figura 31 – Resultado da simulação do circuito apresentado na Figura 30.

Exemplos de resultados típicos de impulsos atmosféricos de laboratório apresentando disrupção em diferentes instantes podem ser vistos nas Figuras 32 e 33. Na Figura 32 os impulsos são gerados com polaridade positiva enquanto que na Figura 33 a polaridade é negativa. Em ambos os casos cada um dos gráficos representa um dos níveis de tensão gerados (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013).

Figura 32 – Exemplos de impulso atmosférico normalizado aplicado no isolador de classe 15 kV.

Figura 33 – Exemplos de impulso atmosférico negativo aplicado no isolador de classe 15 kV.

5.1.2 Geração do Impulso Bipolar Oscilatório

Nessa seção apresenta-se o procedimento para a obtenção em laboratório dos impulsos bipolares oscilatórios de tipos I, II e III definidos no capítulo 3. Será apresentado o circuito elétrico aplicado no gerador de impulso assim como a simulação da sua resposta transiente, em seguida a análise do circuito implementado no gerador de impulso.

Para a realização dos procedimentos experimentais foi necessário o desenvolvimento de circuitos que, aplicados no gerador Marx, gerassem os impulsos de tipos I, II e III. Inicialmente desenvolveu-se o circuito para a geração de impulso Tipo II. O circuito foi desenvolvido para simulação e está representado na Figura 34. A análise da aderência do circuito à impulso Tipo II pode ser vista na Figura 35. Pode-se ver que o circuito gera com grande exatidão o circuito desejado.

Figura 34 – Circuito bipolar oscilatório desenvolvido para simulação.

Figura 35 – Comparação entre a onda definida como Tipo II e a resposta do circuito desenvolvido.

Portanto o circuito desenvolvido consegue gerar satisfatoriamente um impulso Tipo II. O circuito foi adaptado fisicamente no gerador de impulsos e o resultado pode ser visto na Figura 36.

Figura 36 – Comparação entre a impulso Tipo II e a tensão gerada pelo impulso

Para a geração dos outros tipos de impulso previamente escolhidos: I e III foram realizadas mudanças físicas diretamente no circuito gerando as saídas apresentadas das Figuras 37 e 38.

Figura 37 – Comparação entre o impulso Tipo I e a tensão gerada pelo impulso

Figura 38 – Comparação entre o impulso Tipo III e a tensão gerada pelo impulso

O circuito utilizado para a simulação de impulsos bipolares pode ser configurado de modo a gerar 3 ondas com períodos distintos em ambas as polaridade do 1º semi-ciclos (positiva e negativa):

Tipo I: Período de $2,2\mu s$

Tipo II: Período de $4,1\mu s$

Tipo III: Período de $6,0\mu s$

As ondas geradas foram analisadas verificando a ocorrência da disrupção e em qual semi-ciclo ocorreu. Como o método proposto por Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) utiliza o parâmetro t_{pr} serão considerados apenas as disrupções que ocorrem a partir do 2º semi-ciclo.

Impulsos Tipo I

Foram gerados 35 impulsos Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva e 47 ondas com polaridade do 1º semi-ciclo negativa e, respectivamente, utilizados 10 e 28 impulsos que são aqueles em que a disrupção ocorre a partir do 2º semi-ciclo. A Tabela 4 mostra o número de disrupções em cada semi-ciclo e os dados são apresentados no histograma da Figura 39.

Tabela 4 – Número de disrupções
por semi-ciclo para im-
pulsos Tipo I

	Positiva	Negativa
Sem disrupção	10	17
1º semi-ciclo	15	2
2º semi-ciclo	0	8
3º semi-ciclo	3	3
4º semi-ciclo	7	10
5º semi-ciclo	0	3
6º semi-ciclo	0	1
7º semi-ciclo	0	0
8º semi-ciclo	0	2
9º semi-ciclo	0	1
10º semi-ciclo	0	0

(a) Polaridade do 1º semi-ciclo positiva

(b) Polaridade do 1º semi-ciclo negativa

Figura 39 – Número de interrupções por semi-ciclo para impulsos Tipo I.

A seguir são apresentados exemplos de impulso com as interrupções nos semi-ciclos indicados.

Figura 40 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva não apresentando interrupção.

Figura 41 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 1º semi-ciclo.

Figura 42 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 3º semi-ciclo.

Figura 46 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 2º semi-ciclo.

Figura 47 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 3º semi-ciclo.

Figura 48 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 4º semi-ciclo.

Figura 49 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 5º semi-ciclo.

Figura 50 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 6º semi-ciclo.

Figura 51 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 8º semi-ciclo.

Figura 52 – Impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 9º semi-ciclo.

Impulsos Tipo II

Foram geradas 56 impulsos Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva e 82 ondas com polaridade do 1º semi-ciclo negativa e, respectivamente, utilizados 31 e 36 impulsos que são aqueles em que a disrupção ocorre a partir do 2º semi-ciclo. A Tabela 5 mostra o número de disrupções em cada semi-ciclo e os dados são apresentados no histograma da Figura 53.

Tabela 5 – Número de disrupções por semi-ciclo para impulsos Tipo II

	Positiva	Negativa
Sem disrupção	5	38
1º semi-ciclo	20	8
2º semi-ciclo	8	8
3º semi-ciclo	10	5
4º semi-ciclo	8	9
5º semi-ciclo	2	4
6º semi-ciclo	2	4
7º semi-ciclo	0	3
8º semi-ciclo	0	0
9º semi-ciclo	0	1
10º semi-ciclo	1	2

(a) Polaridade do 1º semi-ciclo positiva

(b) Polaridade do 1º semi-ciclo negativa

Figura 53 – Número de interrupções por semi-ciclo para os impulsos Tipo II.

A seguir são apresentados exemplos de impulso com as interrupções nos semi-ciclos indicados.

Figura 54 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva não apresentando interrupção.

Figura 55 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 1º semi-ciclo.

Figura 56 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 2º semi-ciclo.

Figura 57 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 3º semi-ciclo.

Figura 58 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 4º semi-ciclo.

Figura 59 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 5º semi-ciclo.

Figura 63 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 2º semi-ciclo.

Figura 64 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 3º semi-ciclo.

Figura 65 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 4º semi-ciclo.

Figura 66 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 5º semi-ciclo.

Figura 67 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 6º semi-ciclo.

Figura 68 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 7º semi-ciclo.

Figura 69 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 9º semi-ciclo.

Figura 70 – Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 10º semi-ciclo.

Impulsos Tipo III

Foram geradas 52 impulsos Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva e 44 ondas com polaridade do 1º semi-ciclo negativa e, respectivamente, utilizados 14 e 24 impulsos que são aqueles em que a interrupção ocorre a partir do 2º semi-ciclo. A Tabela 6 mostra o número de interrupções em cada semi-ciclo e os dados são apresentados no histograma da Figura 71.

Tabela 6 – Número de disrupções
por semi-ciclo, impulsos Tipo III

	Positiva	Negativa
Sem disrupção	12	5
1º semi-ciclo	26	15
2º semi-ciclo	1	4
3º semi-ciclo	4	8
4º semi-ciclo	5	7
5º semi-ciclo	3	1
6º semi-ciclo	0	2
7º semi-ciclo	1	1
8º semi-ciclo	0	0
9º semi-ciclo	0	1
10º semi-ciclo	0	0

(a) Polaridade do 1º semi-ciclo positiva

(b) Polaridade do 1º semi-ciclo negativa

Figura 71 – Número de interrupções por semi-ciclo para impulsos Tipo III.

A seguir são apresentados exemplos de impulso com as interrupções nos semi-ciclos indicados.

Figura 72 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva não apresentando interrupção.

Figura 73 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 1º semi-ciclo.

Figura 74 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 2º semi-ciclo.

Figura 75 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 3º semi-ciclo.

Figura 76 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 4º semi-ciclo.

Figura 77 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 5º semi-ciclo.

Figura 78 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva apresentando interrupção no 7º semi-ciclo.

Figura 79 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa não apresentando interrupção.

Figura 80 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 1º semi-ciclo.

Figura 81 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 2º semi-ciclo.

Figura 82 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 3º semi-ciclo.

Figura 83 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 4º semi-ciclo.

Figura 84 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 5º semi-ciclo.

Figura 85 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 6º semi-ciclo.

Figura 86 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando interrupção no 7º semi-ciclo.

Figura 87 – Impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa apresentando disrupção no 9º semi-ciclo.

5.2 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Não existe, atualmente, um procedimento experimental para ensaios com ondas bipolares oscilatórias. 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 ([ABNT NBR IEC 60060-1, 2013](#)).

5.2.1 Procedimentos de Ensaio

Os dados experimentais desse trabalho foram obtidos utilizando o método de acréscimo e decréscimo, nesse método m grupos aceitos de n essencialmente iguais solicitações de tensões são aplicadas em níveis de tensão $U_i (i = 1, 2, \dots, l)$. O nível de tensão para cada grupo sucessivo de solicitações é aumentado ou diminuído por uma pequena parcela ΔU , de acordo com o resultado do grupo anterior de solicitações.

O impulso atmosférico normalizado é utilizado no modelo de [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) para a determinação dos parâmetros D_{EC} e U_0 . Utilizando o gerador de impulsos do IEE—USP, o isolador de média tensão foi submetido a impulsos positivos e negativos. Foram aplicados 44 impulsos positivos e 35 impulsos negativos.

Na geração das ondas bipolares oscilatórias cada nível de tensão foi repetido 5 vezes e o número total de impulsos de cada tipo é descrito na Tabela 7.

Tabela 7 – Número de impulsos de cada tipo obtidos no laboratório

Tipo de Impulso	Positivo	Negativo
I	35	47
II	57	82
III	52	44

5.2.2 Correção Atmosférica

A descarga disruptiva da isolação externa depende das condições atmosféricas. Usualmente, a tensão de descarga disruptiva para uma dada distância no ar cresce com a densidade ou umidade do ar.

A norma [ABNT NBR IEC 60060-1 \(2013\)](#) define como condições atmosféricas de referência:

Temperatura: $t_0 = 20^\circ C$;

Pressão Atmosférica: $h_0 = 1013 \text{ hPa}$;

Umidade absoluta: $h_0 = 11 \text{ g/m}^3$.

Como os ensaios são realizados em condições que provavelmente são diferentes, deve ser realizado uma correção atmosférica.

A tensão de descarga disruptiva é proporcional ao fator de correção atmosférico K_t , que é resultado do produto de dois fatores:

- fator de correção para a densidade do ar k_1 ;
- fator de correção para a umidade do ar k_2 .

$$K_t = k_1 \times k_2 \quad (5.1)$$

Pela aplicação dos fatores de correção, a tensão de descarga disruptiva medida em dadas condições de ensaio (temperatura t , pressão p , umidade h) pode ser convertida ao valor que teria sido obtido sob as condições atmosféricas de referência (t_0, p_0, h_0).

As tensões de descarga disruptiva U , medidas em dadas condições, são corrigidas para U_0 , correspondendo às condições atmosféricas de referência, dividindo-se por K_t :

$$U_0 = \frac{U}{K_t} \quad (5.2)$$

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

$$k_1 = \delta^m \quad (5.3)$$

Onde o δ é definido por:

$$\delta = \frac{p(273 + t_0)}{p_0(273 + t)} \quad (5.4)$$

O parâmetro m ainda está em estudo ([ABNT NBR IEC 60060-1, 2013](#)) e pode ser obtido através da Tabela 8:

O fator de correção da umidade, k_2 , pode ser escrito como:

$$k_2 = k^w \quad (5.5)$$

onde k é um parâmetro que depende do tipo de tensão de ensaio e pode ser obtido como uma função da relação da umidade absoluta, h , com a densidade relativa do ar, δ , usando as seguintes equações:

$$\text{c.c.: } k = 1 + 0,014(h/\delta - 11) - 0,00022(h/\delta - 11)^2 \quad (5.6)$$

$$\text{c.a.: } k = 1 + 0,012(h/\delta - 11) \quad (5.7)$$

$$\text{Impulso: } k = 1 + 0,012(h/\delta - 11) \quad (5.8)$$

as equações acima estão representadas na Figura 88.

Figura 88 – Parâmetro k em função da relação da umidade absoluta, h , com a densidade relativa do ar, δ . Adaptado de ([ABNT NBR IEC 60060-1, 2013](#)).

Para o cálculo dos expoentes m e w deve-se usar o parâmetro g :

$$g = \frac{U_{50}}{500L\delta k} \quad (5.9)$$

onde:

U_{50} : é o valor de crista da tensão disruptiva a 50 % (medida ou estimada) nas condições atmosféricas reais, em kV pico;

L : é a menor distância de arco, em m;

δ : é a densidade relativa do ar;

k : parâmetro calculado pelas equações acima.

Os expoentes m e w são obtidos da Tabela 8 para as faixas especificadas de g

Tabela 8 – Valores dos expoentes, m para a correção da densidade do ar e w para correção de umidade, em função do parâmetro g . Adaptado de (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013)

g	m	w
$< 0,2$	0	0
0,2 a 1,0	$g(g-0,2)/0,8$	$g(g-0,2)/0,8$
1,0 a 1,2	1,0	1,0
1,2 a 2,0	1,0	$(2,2-g)(2,0-g)/0,8$
$>2,0$	1,0	0

Fonte – (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013)

Os resultados da Tabela 8 estão também apresentados na Figura 89.

Nesse trabalho todos os valores de tensão obtidos nos ensaios foram corrigidos para as condições atmosféricas de referência.

5.3 METODOLOGIA COMPUTACIONAL

O cálculo dos parâmetros U_0 , DE_c e t_{pr} foi realizado numericamente através de programas de computador elaborados em linguagem C, essa seção descreve cada um desses procedimentos.

5.3.1 Cálculo de DE_c e U_0

Como visto na seção 4.1, o método proposto por Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) define os parâmetros U_0 e DE_c , respectivamente, como o valor mínimo da tensão

Figura 89 – Valores do expoente m para a correção da densidade do ar e w para correção de umidade, em função do parâmetro g -adaptado de (ABNT NBR IEC 60060-1, 2013)

abaixo da qual não ocorrerá disrupção e o valor do Efeito Disruptivo para essa tensão, os quais devem ser calculados usando impulsos atmosféricos normalizados. Venkatesan, Usa e Udayakumar (2002) postularam que, os valores de U_0 e DE_c são definidos pelo cálculo do DE_c para dois impulsos normalizados onde ocorreram disrupção, iterativamente para valores de U_0 aumentando, quando o valor de DE_c dos dois impulsos forem iguais determina-se U_0 e DE_c , assim:

$$DE_c = \int_0^{t_{c1}} [U_1(t) - U_0] dt = \int_0^{t_{c2}} [U_2(t) - U_0] dt. \quad (5.10)$$

Os valores de DE_c são calculados usando a aproximação de Kind (1958b) ($K_1 = 1$), com os extremos de integração definidos entre 0 e o instante em que ocorre a disrupção t_c :

$$DE = \int_0^{t_c} [U(t) - U_0] dt \quad (5.11)$$

O algoritmo proposto em (VENKATESAN; USA; UDAYAKUMAR, 2002) e apresentado na Figura 17 foi implementado em Linguagem C. Para o cálculo da integração numérica, o programa utiliza a fórmula de 1/3 de Simpson (PRESS, 2007):

$$\int_a^b f(x) dx \approx \frac{1}{3} \left[f(a) + 2 \sum_{i=1}^{\frac{m}{2}-1} f(x_{2i}) + 4 \sum_{i=1}^{\frac{m}{2}} f(x_{2i-1}) + f(b) \right] \quad (5.12)$$

O procedimento numérico é iterativo, define-se o valor de U_0 em um valor inicial, no caso 0 kV, calcula-se os valores de DE_{c1} e DE_{c2} . O programa, então, aumenta o valor de U_0 em 1 V repetindo esse cálculo até que os valores DE_{c1} e DE_{c2} sejam iguais. Na Figura 90 podem-se ver quatro exemplos da integração de dois impulsos, onde observa-se que existe um valor de U_0 em que os gráficos se cruzam, i.e. $DE_1 = DE_2$, esse ponto define o valor de U_0 e DE_c . O programa calcula esse ponto numericamente, utilizando um algoritmo de bissecção (PRESS,

2007), a raiz de $DE_1(U_0) - DE_2(U_0) = 0$. Os resultados de U_0 e DE_c são apresentados com 5 algarismos significativos por ser tratar da precisão do método numérico.

(a) $U_0 = 96,653 \text{ kV}$ e $DE_c = 29,472 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ (b) $U_0 = 79,123 \text{ kV}$ e $DE_c = 63,964 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ (c) $U_0 = 119,00 \text{ kV}$ e $DE_c = 17,135 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ (d) $U_0 = 117,93 \text{ kV}$ e $DE_c = 19,017 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$

Figura 90 – Exemplos dos resultados do programa para o cálculo de U_0 e DE_c com a utilização de dois impulsos atmosféricos padrões.

Cada gráfico das Figuras 90 fornece como resposta um par de valores $[U_0; DE_c]$ e o procedimento pode ser repetido para vários pares de impulsos normalizados.

5.3.2 Cálculo de t_{pr}

O método *Unconditionally Sequential Approach* postula que, para prever a ocorrência da disrupção em um Impulso Bipolar Oscilatório, devem-se analisar três parâmetros: U_0 , DE_c e t_{pr} . Para o cálculo de t_{pr} foi desenvolvido um programa em linguagem C que utiliza o procedimento definido na seção 4.2.

O primeiro aspecto do método é que ele considera apenas o módulo das tensões (valores absolutos), assim a primeira etapa do método é o cálculo do módulo da tensão. Na Figura 91 pode-se ver um exemplo onde foi calculado o módulo da tensão de um impulso do Tipo III com disrupção no 4º semi-ciclo. Nos exemplos a seguir foi adotado um valor arbitrário para U_0 de 40 kV.

(a) Impulso Bipolar Oscilatório obtido em laboratório

(b) Módulo da tensão, a seta mostra o momento da disrupção

Figura 91 – Comparação entre o Impulso Bipolar obtido em laboratório e após o cálculo do módulo da tensão.

Na Figura 91 a seta indica o momento de ruptura, numericamente a determinação do

tempo de ruptura é calculada através da derivada do impulso. O valor máximo da derivada numérica indica o instante de disrupção.

Em seguida deve-se calcular os intervalos de tempo t_{boi} que são definidos como o intervalo entre dois semi-ciclos consecutivos considerando apenas os valores maiores U_0 .

Figura 92 – Cálculo dos valores de t_{boi}

O cálculo pode ser visualizado na Figura 92, como a disrupção ocorreu no 4º semi-ciclo, têm-se 3 t_{boi} s: t_{bo1} , t_{bo2} e t_{bo3} definidos por:

$$t_{bo1} = t_3 - t_2$$

$$t_{bo2} = t_5 - t_4$$

$$t_{bo3} = t_7 - t_6$$

Em seguida deve-se calcular o valor de DE para cada semi-ciclo, conforme ilustrado na Figura 93, os valores de DE são definidos por:

$$DE_1 = \int_{t_1}^{t_2} [U(t) - U_0] dt$$

$$DE_2 = \int_{t_3}^{t_4} [U(t) - U_0] dt$$

$$DE_3 = \int_{t_5}^{t_6} [U(t) - U_0] dt$$

$$DE_4 = \int_{t_7}^{t_c} [U(t) - U_0] dt$$

Figura 93 – Apresentação do cálculo das integrais de DE_c .

As integrais são calculadas numericamente através da fórmula de 1/3 de Simpson (PRESS, 2007). Importante observar que o último semi-ciclo é calculado até o instante de ruptura como pode-se ver na Figura 94.

Figura 94 – Extremos de integração do último semi-ciclo: $(t_7; t_c)$.

Após esses cálculos preliminares, o programa calcula o valor de t_{pr} , somando os valores de DE partindo do semi-ciclo onde ocorreu a disrupção até que o valor acumulado seja maior que DE_c obtido anteriormente; quando essa condição é satisfeita, o maior dos t_{boi} corresponde ao valor de t_{pr} . Ou seja, cada impulso aplicado em cada valor de U_0 corresponde a um valor de t_{pr} .

5.3.3 Previsão da disrupção

Para a previsão da disrupção foi elaborado mais um programa em linguagem C que é a codificação do fluxograma apresentado na Figura 20. Os valores DE são calculados numericamente variando-se o instante final até que as condições

$$\begin{cases} DE(1) + DE(2) > DE_c, \\ t_{boi} < t_{pr}. \end{cases}$$

sejam satisfeitas. O instante em que as condições são satisfeitas determina o semi-ciclo onde ocorreu a interrupção.

6 RESULTADOS E ANÁLISE

Nesse capítulo será apresentada a aplicação do método Unconditionally Sequential Approach (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002) em um isolador de média tensão sujeito aos impulsos dos tipos I, II e III; em seguida, serão realizadas análises estatísticas dos resultados dos parâmetros U_0 , DE_c e t_{pr} obtidos pela aplicação do método.

6.1 APLICAÇÃO DO MÉTODO UNCONDITIONALLY SEQUENTIAL APPROACH (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002)

O método Unconditionally Sequential Approach (SAVADAMUTHU; UDAYAKUMAR; JAYASHANKAR, 2002) foi proposto para calcular a disrupção causada por impulsos bipolares oscilatórios em isoladores com espaçamento de, no máximo, 5 mm. Nesse capítulo esse método será aplicado em um isolador de média tensão sujeito aos impulsos de tipos I, II e III.

No método apresentado no capítulo 4 calcula-se inicialmente os valores de U_0 e de DE_c e obtém-se a média aritmética de todos os valores obtidos. Esse procedimento foi aplicado utilizando o programa descrito na seção 5.3.1. Foram testados todos os possíveis pares de formas de onda. Tem-se então, que o número de simulações efetuadas pode ser calculado pela combinação do número de formas de onda combinadas em pares. O número de combinações possíveis pode ser calculado pela expressão matemática $C_{n,2} = \frac{n!}{2!(n-2)!}$ (IEZZI et al., 2002). Os valores de U_0 e DE_c foram calculados para 44 impulsos atmosféricos normalizados que resultaram em 946 resultados ($C_2^{44} = 946$). Entretanto em alguns casos os valores de pico e o tempo até a ruptura são muito próximos e, assim, o algoritmo não converge. Portanto, no final, o método forneceu 763 pares de valores ($U_0; DE_c$) independentes.

Calculando a média de U_0 , obteve-se:

$$\overline{U_0} = \frac{\sum_{i=1}^{763} [U_0]_i}{763} = 91,7 \text{ kV.} \quad (6.1)$$

Para o próximo passo do modelo proposto por Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002), usando o exposto na seção 4.2, deve-se calcular o valor do t_{pr} . Examinando os impulsos bipolares oscilatórios experimentais em que apresentam disrupção após o 2º pico verifica-se que todos eles têm o valor máximo após do 2º pico menor que 91,7 kV. Exemplos podem ser vistos nas figuras 95, 96 e 97.

Figura 95 – Exemplo de relação do módulo da tensão em função do tempo com o valor de U_0 e a área acima de U_0 para impulso Tipo I.

A Figura 95 mostra um exemplo de impulso bipolar oscilatória do Tipo I com disrupção ocorrendo no 3º semi-ciclo. A linha contínua representa $U_0 = 91,7 \text{ kV}$ e a parte hachurada corresponde a DE_1 . Nota-se que apenas o primeiro semi-ciclo está acima do valor de U_0 .

Figura 96 – Exemplo de relação do módulo da tensão em função do tempo com o valor de U_0 e a área acima de U_0 para impulso Tipo II.

Como exemplo de onda bipolar oscilatória do Tipo II tem-se a Figura 96. Nesse exemplo a disrupção ocorre no 4º semi-ciclo e a partir do 2º semi-ciclo todos têm tensão menor que $U_0 = 91,7 \text{ kV}$.

Figura 97 – Exemplo de relação do módulo da tensão em função do tempo com o valor de U_0 e a área acima de U_0 para impulso Tipo III.

Finalmente, como exemplo de impulso bipolar oscilatório do Tipo III tem-se a Figura 97. A disrupção ocorre no 4º semi-ciclo e, novamente, todos os semi-ciclos tem tensões, em módulo, menores que $U_0 = 91,7 \text{ kV}$.

Portanto não é possível, usando o método Unconditionally Sequential Approach, calcular o parâmetro t_{pr} para nenhum impulso mesmo que ocorra uma disrupção. Como esse parâmetro é um dos postulados fundamentais do método, pôde-se afirmar que o método não conseguiu prever nenhuma disrupção nesse isolador de média tensão e nas condições ensaiadas quando sujeito a impulsos bipolares oscilatórios dos três tipos (I,II e III).

6.2 ANÁLISES

Como pode-se perceber na seção anterior, o método Unconditionally Sequential Approach não conseguiu prever nenhuma disrupção quando os três tipos de forma de onda foram aplicados em um isolador de média tensão. Assim, para um estudo mais rigoroso, nessa seção serão analisados, com mais profundidade, os parâmetros U_0 , DE_c e t_{pr} .

6.2.1 Análise dos parâmetros DE_c e U_0

O método define como que os parâmetros U_0 e DE_c são calculados através de uma análise estatística dos valores obtidos (pelo cálculo da média), nessa seção será analisada a distribuição probabilística dos valores de U_0 .

Inicialmente todos os valores calculados de $(U_0; DE_c)$ são apresentados em um gráfico de dispersão, Figura 98. Uma análise visual indica que os dados apresentam um comportamento inversamente proporcional: o aumento no valor de U_0 causa uma diminuição no valor de DE_c . Esse fato pode ser explicado analisando a Figura 99, conforme se aumenta o valor da tensão mínima U_0 , para uma mesma forma de onda, a área entre o valor de U_0 e $U(t)$ diminui causando uma redução no valor da integral $\int (U(t) - U_0)dt$ e consequentemente do valor de DE_c .

Figura 98 – Resultados dos cálculos $(U_0; DE_c)$

(a) $U_0 = 25 \text{ kV}$ e $DE_c = 172 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ (b) $U_0 = 50 \text{ kV}$ e $DE_c = 150 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ (c) $U_0 = 75 \text{ kV}$ e $DE_c = 117 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ (d) $U_0 = 100 \text{ kV}$ e $DE_c = 28,3 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ Figura 99 – Resultados de DE_c para valores distintos de U_0 .

Nos artigos originais propondo o método, [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#), [Venkatesan, Usa e Udayakumar \(2002\)](#) propuseram para o valor de U_0 a média aritmética do conjunto de valores de U_0 obtidos. Para analisar se a média é a medida de tendência central mais conveniente deve-se analisar se os dados obedecem a uma distribuição Gaussiana ([VUOLO, 1997](#)).

A primeira análise é visual, construindo um histograma dos dados de U_0 e, através do cálculo da média e do desvio-padrão, analisa-se, visualmente, se existe uma boa correlação entre o histograma e função normal correspondente. A análise foi realizada e apresentada na Figura 100. Pode-se ver que o histograma apresenta uma fraca aderência à função normal e além disso, a função é assimétrica. A assimetria de uma distribuição de probabilidades é definida como ([ROSS, 2014](#); [MANN, 2007](#)):

$$v = \frac{m_3(\mu)}{\sigma^3} = -1,5358. \quad (6.2)$$

Figura 100 – Histograma dos valores calculados de U_0 e a função normal ajustada para o $1,2/50 \mu s$ com polaridade positiva, com média = 91 e $\sigma = 22$.

O valor negativo da assimetria mostra que a a distribuição tem cauda esquerda, que pode ser interpretado analisando o histograma: existem mais valores menores que o pico central

que maiores. Se a função pudesse ser representada por uma gaussiana essa distribuição seria simétrica.

Um outro método para analisar a distribuição é utilizando um gráfico de caixa ou boxplot que é uma ferramenta gráfica para representar a variação de dados observados de uma variável numérica por meio de seus quartis. O boxplot tem uma reta que estende-se verticalmente a partir da caixa, indicando a variabilidade fora do quartil superior e do quartil inferior. Os valores atípicos ou “outliers” (valores discrepantes) podem ser plotados como pontos individuais (ROSS, 2014; MANN, 2007). O gráfico boxplot pode ser visto na Figura 101, onde pode-se imediatamente ver a existência de muitos pontos discrepantes situados para valores $U_0 < 50\text{kV}$.

Figura 101 – Gráfico Boxplot dos dados calculados de U_0 .

Como última análise da normalidade dos valores de U_0 pode-se usar o método conhecido como gráfico de probabilidade (NORMAL...). Um gráfico de probabilidade normal é basicamente um gráfico dos valores ordenados de uma amostra *versus* os pontos percentuais correspondentes da distribuição normal padrão. Se os dados obedecerem uma distribuição normal, eles se apresentarão em uma linha reta, ao passo que se forem oriundos de distribuição alternativa, o gráfico exibirá algum grau de curvatura.

O gráfico de probabilidade obtido através dos valores de U_0 é apresentado na Figura 102 junto com a função linear ajustada, pode observar que os valores não se apresentam lineares o que confirma a hipótese que U_0 não segue uma distribuição normal de probabilidades.

Figura 102 – Gráfico de probabilidade normal dos valores de U_0 .

No modelo original, [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) calcularam o valor de U_0 e DE_c apenas para impulsos atmosféricos normalizados, nesse trabalho optou-se pela análise do impulso $1,2/50 \mu s$ com polaridade negativa (Figura 33) e a análise estatística foi similar. Foram ensaiados 35 impulsos $1,2/50 \mu s$ com polaridade negativa que resultam em $C_2^{35} = 595$ valores de $(U_0; DE_c)$, desconsiderando as soluções não convergentes, como já discutido, resultaram em 484 pares de valores (U_0, DE_c) .

O histograma com a função normal associada, Figura 103, mostra que os valores de U_0 calculados a partir dos impulsos com polaridade negativa também apresenta uma assimetria à esquerda quando comparada com a função gaussiana com valor de $v = -2,4052$. Além disso, a média de U_0 aumentou para 118 kV.

Figura 103 – Histograma dos valores calculados de U_0 e a função normal ajustada para o 1,2/50 μs com polaridade negativa, com média = 118 e $\sigma = 22$.

De modo análogo, podem ser calculados gráfico boxplot (Figura 104) e o gráfico de probabilidade normal (Figura 105). Os resultados são semelhantes àqueles da onda de polaridade positiva.

Figura 104 – Gráfico Boxplot dos dados calculados de U_0 , do impulso 1,2/50 μs polaridade negativa, nota-se a existência de muitos valores discrepantes.

Figura 105 – Gráfico de probabilidade normal dos valores U_0 do impulso 1,2/50 μs polaridade negativa.

As duas distribuições de valores U_0 , para impulsos positivos e negativos podem ser comparadas em único gráfico boxplot (Figura 106). Pode-se ver que o impulso positivo apresenta um valor médio menor que o impulso negativo.

Figura 106 – Gráfico boxplot das duas distribuições de U_0 para os impulsos $1,2/50 \mu s$. A: impulso positivo, B: impulso negativo.

Os três métodos de análise de normalidade demonstraram que os valores de U_0 não obedecem a uma distribuição gaussiana mas sim uma distribuição com uma assimetria elevada. As duas medidas de tendência central mais utilizados para valores quantitativos: a média e a mediana são apresentadas na Tabela 9.

Tabela 9 – Valores da mediana de U_0 calculados para os dois tipos de impulso: $1,2/50 \mu s$ positivos e negativos.

Impulso	Média [kV]	Mediana [kV]
Polaridade Positiva	91	95
Polaridade Negativa	118	122

Analisando o método proposto para o cálculo de U_0 e DE_c , pode-se concluir que é possível calcular os valores através da integração simultânea de dois impulsos gerando um conjunto de pares ordenados de U_0 e DE_c que dependem do número de impulsos gerados através da fórmula da combinação de n elementos 2 a 2: $C_2^n = \frac{n!}{2 \cdot (n-2)!}$. Pode-se verificar que o valores de U_0 são maiores para impulsos negativos que positivos.

6.2.2 Determinação do valor de t_{pr}

O método proposto por [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) postula a existência de um novo parâmetro t_{pr} que deve ser calculado a partir dos impulsos bipolares oscilatórios usando os valores de U_0 e DE_c calculados no item anterior. Como visto na seção 4.2, para o cálculo do t_{pr} é necessária a definição de uma nova grandeza: t_{bo} que mede o intervalo de tempo entre as intersecções do valor de U_0 com as formas de onda para dois semi-ciclos consecutivos. Portanto o t_{bo} pode ser identificado como t_{boi} onde $i = 1, 2, 3, \dots, n$, onde n é o intervalo que termina no semi-ciclo onde ocorreu a disrupção.

Em seu trabalho original, [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#), propôs que o cálculo do t_{pr} fosse realizado a partir de um único par de $(U_0; DE_c)$ gerando, assim, uma faixa de valores de t_{pr} . Nesse trabalho optou-se por uma análise mais criteriosa: foram calculados os valores de t_{pr} para cada um dos pares $(U_0; DE_c)$ obtidos na seção 6.2.1.

Os resultados podem ser vistos nas Figuras 107, 108, 109. Cada um dos pontos do gráfico corresponde a análise de um par de valores $(U_0; DE_c)$ aplicado em um impulso bipolar experimental em que ocorreu a disrupção. [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) apresentaram uma faixa de valores em que o t_{pr} estaria contido, como eles calcularam apenas para um valor de U_0 e seu correspondente DE_c , essa faixa pode ser interpretada como uma coluna de valores nos gráficos.

Figura 107 – Determinação do t_{pr} para impulsos Tipo I.

Figura 108 – Determinação do t_{pr} para impulsos Tipo II.

Figura 109 – Determinação do t_{pr} para impulsos Tipo III .

Através dos gráficos contidos nas Figuras 107, 108, 109 pode-se ver que o valor de t_{pr} apresenta um comportamento crescente em função de U_0 . Analisando simultaneamente os três gráficos vê-se que os valores máximo de t_{pr} para cada U_0 aumentam com o período do impulso, e, finalmente, pode-se ver que a dispersão aumenta com o valor de U_0 para as três formas de onda de onde conclui-se que os limites da faixa de valores de t_{pr} apresentado em Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) teria sua amplitude aumentando com o aumento do valor de U_0 .

Pelo método original, o valor de t_{pr} é escolhido como sendo o maior, assim os valores máximo de t_{pr} para cada tipo de onda I, II e III são apresentados na Tabela 10 e na Figura 110.

Tabela 10 – Valores de t_{pr} para cara tipo de impulso

Tipo de Impulso	t_{pr} [μs]
I	0,79
II	1,83
III	2,61

Figura 110 – Valores obtidos de t_{pr} em relação ao período da onda bipolar.

7 MODELO PROPOSTO

Na seção 6.1 mostrou-se que o método Unconditionally Sequential Approach não conseguiu prever nenhuma disrupção quando aplicado no isolador de média tensão de 15 kV. Esse resultado motivou o desenvolvimento de um método diferente daquele proposto Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002) para estimativa dos parâmetros requeridos para sua aplicação a espaçamentos maiores, como é o caso do isolador de distribuição de classe 15 kV considerado nesta tese.

Em linhas gerais, o modelo desenvolvido utiliza funções matemáticas para a obtenção dos valores de DE_c e t_{pr} a partir de ajustes dos dados pelo método dos mínimos quadrados.

Inicialmente analisou-se o comportamento dos valores $(U_0; DE_c)$ apresentados na (Figura 98), obtidos através dos testes com aplicação de impulsos atmosféricos normalizados $(1, 2/50 \mu)$ s ao isolador. Ajustando, pelo método dos mínimos quadrados, uma função linear relacionando os dois parâmetros, obtém-se:

$$DE_c(U_0) = (-1,59 \pm 0,02)U_0 + (198 \pm 2), \quad (7.1)$$

onde a incerteza dos parâmetros é determinada através da diagonal principal da matriz de covariância (HELENE, 2006).

Para medir a qualidade do ajuste pode-se calcular o coeficiente de correlação de Pearson, que é definido por:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \quad (7.2)$$

onde:

$r = 1$: corresponde a uma correlação perfeita positiva entre as duas variáveis;

$r = -1$: corresponde a uma correlação perfeita negativa entre as duas variáveis.

Utilizando a equação (7.2) obtém-se $r = -0,9478$, que indica uma correlação negativa muito forte entre as duas grandezas. O valor negativo mostra que a função linear $U_0(DE_c)$ é decrescente, i.e, que o aumento de U_0 causa uma diminuição em DE_c , o que corrobora as conclusões citadas na seção 6.2.1.

A Figura 111 apresenta os valores calculados de U_0 e DE_c e a reta ajustada, podendo-se observar que a dispersão de DE_c diminui com o aumento de U_0 .

Figura 111 – Relação entre U_0 e DE_c e a reta ajustada: $DE_c(U_0) = (-1,59 \pm 0,02)U_0 + (198 \pm 2)$

O procedimento para cálculo do parâmetro t_{pr} foi apresentado na seção 5.3.2. Segundo Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar (2002), o valor do t_{pr} a ser utilizado é o valor máximo dentre os valores possíveis. Como a cada valor de U_0 corresponde uma faixa de valores de t_{pr} , como pode ser observado nos gráficos das Figuras 107, 108, 109, os valores máximos de t_{pr} para cada valor possível de U_0 foram ajustados em uma parábola $t_{pr}(U_0) = a \times U_0^2 + b \times U_0 + c$ pelo método dos mínimos quadrados. Os ajustes foram feitos independentemente para os três impulsos considerados.

Para o impulso do Tipo I, a função ajustada é

$$t_{pr}(U_0) = (6,5 \pm 0,5) \times 10^{-5}U_0^2 + (4,5 \pm 0,5) \times 10^{-3}U_0 + (2,6 \pm 0,6) \times 10^{-2}. \quad (7.3)$$

Na Figura 112 apresenta-se os valores de t_{pr} correspondentes a cada valor de U_0 e também a função ajustada (7.3).

Figura 112 – Curva ajustada da relação entre t_{pr} e U_0 para o impulso do Tipo I.

Analogamente obteve-se a função referente ao impulso do Tipo II:

$$t_{pr}(U_0) = (2,1 \pm 0,2) \times 10^{-4}U_0^2 + (1,1 \pm 0,1) \times 10^{-2}U_0 + (5 \pm 1) \times 10^{-2}. \quad (7.4)$$

Figura 113 – Curva ajustada a partir da relação entre t_{pr} e U_0 para o impulso Tipo II.

Na Figura 113 apresenta-se os valores de t_{pr} correspondentes a cada valor de U_0 e também a função ajustada (7.4).

A função correspondente ao impulso Tipo III é:

$$t_{pr}(U_0) = (3,0 \pm 0,2) \times 10^{-4} U_0^2 + (1,8 \pm 0,1) \times 10^{-2} U_0 + (7 \pm 2) \times 10^{-2}. \quad (7.5)$$

Na Figura 114 apresenta-se os valores de t_{pr} correspondentes a cada valor de U_0 e também a função ajustada (7.5).

Figura 114 – Curva ajustada a partir da relação entre t_{pr} e U_0 para o impulso do Tipo III.

A Figura 117 apresenta, no mesmo gráfico, as três funções ajustadas para os três impulsos considerados. Pode-se perceber que as divergências entre as três funções aumentam com o aumento do U_0 .

Utilizando as funções ajustadas de DE_c e t_{pr} em função de U_0 , ou seja, as equações (7.3), (7.4) e (7.5), pode-se verificar o valor de U_0 que leva ao maior índice de acertos em termos de previsão da quantidade de descargas disruptivas ocorridas para cada um dos três tipos de impulso considerados no estudo.

Figura 115 – Curvas ajustadas a partir da relação entre t_{pr} e U_0 para os impulsos Tipo I, II e III.

O Índice de acertos calculado, para cada valor de U_0 , é definido como a relação entre o número de descargas disruptivas previstas (calculadas) e o número de disrupções que ocorreram para cada tipo de impulso (considerando, para cada impulso, as duas polaridades para o primeiro semi-ciclo). Analisou-se o comportamento do índice de acertos em função da tensão U_0 . Os cálculos foram feitos considerando valores de U_0 variando em intervalos de 10 V.

A Figura 116 apresenta o índice de acertos para os impulsos Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo positiva. Nota-se que o índice é igual a 100% para valores inferiores a 0,78 kV, diminuindo a partir desse valor e chegando a zero para em $U_0 = 3,3$ kV.

Figura 116 – Relação entre o Índice de Acerto e U_0 para o impulso do Tipo I, polaridade do 1º semi-ciclo positiva.

Para os impulsos do Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva, como mostrado na Figura 117 o índice de acertos também diminui com o aumento de U_0 , chegando a zero para

U_0 próximo a 24,5 kV.

Figura 117 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo positiva

A Figura 118 mostra o índice de acertos referente os impulsos Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva. O índice diminui lentamente, atingindo o valor de 64% para a tensão U_0 igual a aproximadamente 28 kV. A partir desse valor a variação é mais brusca e o índice atinge o zero para $U_0 = 36$ kV.

Figura 118 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso do Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva.

Os índices de acerto dos Impulsos I, II e III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva, são apresentados no mesmo gráfico na Figura 119.

Figura 119 – Índices de acertos dos impulsos Tipos I, II e III com polaridade do 1º semi-ciclo positiva

O mesmo procedimento foi realizado para os impulsos dos tipos I, II e III com polaridade negativa do 1º semi-ciclos. Os resultados são apresentados nas Figuras 120, 121 e 122.

Figura 120 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa.

Para o impulso do Tipo I com polaridade do 1º semi-ciclo negativa (Figura 120), o índice de acertos apresenta-se constante em 100% até a tensão de 1,1 kV, caindo para zero na tensão de 3,3 kV.

A Figura 121, mostra que o Índice de acerto para o Impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa chega a zero para $U_0 = 21,5$ kV.

Figura 121 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo II com polaridade do 1º semi-ciclo negativa.

A Figura 122 mostra os resultados referentes ao impulso Tipo III com polaridade do 1º semi-ciclo negativa. O índice de acertos mantém-se superior a 50% até a tensão de 36 kV, caindo para zero para $U_0 = 46 \text{ kV}$.

Figura 122 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo III, polaridade do 1º semi-ciclo negativa.

As Figuras 123, 124 e 125 apresentam os índices de acertos correspondentes aos três tipos de impulso considerando, para cada tipo, o primeiro semi-ciclo com polaridade tanto positiva como negativa.

Figura 123 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo I com polaridades positiva e negativa do 1o semi-ciclo.

Figura 124 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo II com polaridades positiva e negativa do 1o semi-ciclo.

Figura 125 – Relação entre o índice de acertos e U_0 para o impulso Tipo III com polaridades positiva e negativa do 1o semi-ciclo.

Os resultados apresentados indicam que o índice de acertos quanto à ocorrência de descargas disruptivas quando o isolador de 15 kV é submetido aos impulsos bipolares oscilatórios Tipos I, II e III, que é igual a zero quando da aplicação do procedimento de [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#), pode ser substancialmente aumentado com a utilização de um método diferente para estimativa dos parâmetros U_0 , t_{pr} e DE_c . Nota-se que, com o conjunto de valores adequados para esses parâmetros o índice de acertos pode chegar a 100%.

Os resultados apresentados mostram que o índice de acertos, em todos os casos, tende a aumentar à medida que diminui o valor de U_0 , o que leva à escolha de $U_0 = 0 \text{ kV}$.

A Figura 115 mostra que ao valor $U_0 = 0 \text{ kV}$ correspondem às menores diferenças entre os valores de t_{pr} relativos aos três impulsos considerados. Assim, calculando-se os valores de $t_{pr}(0)$ através das Equações 7.3, 7.4 e 7.5 tem-se, respectivamente, $0,026 \mu\text{s}$, $0,05 \mu\text{s}$ e $0,07 \mu\text{s}$. Os índices de acertos referentes aos três tipos de impulso, considerando-se ambas as polaridades do 1º semi-ciclo, foram calculados para esses três valores de t_{pr} , sendo os resultados apresentados nas Tabelas 11 e 12..

Tabela 11 – Índices de acertos para os três tipos de onda com polaridade do 1º semi-ciclo positiva e $U_0 = 0 \text{ kV}$

t_{pr}	0,026 [μs]	0,05 [μs]	0,07 [μs]
Tipo I	100%	100%	100%
Tipo II	100%	100%	100%
Tipo III	100 %	100 %	100 %

Tabela 12 – Índices de acertos para os três tipos de onda com polaridade do 1º semi-ciclo negativa e $U_0 = 0 \text{ kV}$

t_{pr}	0,026 [μs]	0,05 [μs]	0,07 [μs]
Tipo I	100%	100%	100%
Tipo II	100%	100%	100%
Tipo III	100 %	100 %	100 %

Nota-se que, para os três tipos de impulso, os valores dos índices de acertos mantiveram-se inalterados para os três valores de t_{pr} considerados.

O valor de DE_c obtido através da Equação 7.1 com $U_0 = 0 \text{ kV}$, que resulta em $DE_c = 198 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$.

O método proposto, que consiste em uma modificação no procedimento de [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#), consiste na adoção dos seguintes valores para os parâmetros: $U_0 = 0 \text{ kV}$, $DE_c = 198 \text{ kV} \cdot \mu\text{s}$ e $t_{pr} = 0,07 \mu\text{s}$. Com esses valores, o método resulta em um índice de acerto (previsão de ocorrência de descargas disruptivas) na faixa de 97% a 100% para o isolador de pino de 15 kV, dependendo do tipo de impulso e da polaridade do primeiro semi-ciclo. Destaca-se que o índice de acerto foi avaliado para o caso de impulsos bipolares oscilatórios com período compreendido na faixa de $2,2 \mu\text{s}$ a $6,0 \mu\text{s}$.

Com relação à escolha do valor nulo para U_0 , é importante ressaltar que o Método do Efeito Disruptivo pode ser aplicado com sucesso, para formas de onda unidirecionais, utilizando diferentes combinações de seus parâmetros. Em [Rusck \(1959\)](#), K é assumido igual a 1, enquanto que outros valores são usados em ([WITZKE; BLISS, 1950b](#); [WITZKE; BLISS, 1950a](#); [CHOWDHURI; MISHRA; MCCONNELL, 1997](#); [ANCAJIMA et al., 2010](#); [SHIGIHARA et al., 2016](#)). Da mesma forma, valores diferentes para U_0 foram propostos na literatura; $U_0 = 0$ foi adotado, por exemplo, em ([WITZKE; BLISS, 1950b](#); [WITZKE; BLISS, 1950a](#); [RUSCK, 1959](#); [JONES, 1954](#)).

8 CONCLUSÃO

As linhas de distribuição de energia estão frequentemente expostas a sobretensões causadas por descargas atmosféricas diretas e indiretas. Embora a avaliação da suportabilidade dielétrica de equipamentos elétricos frente a sobretensões atmosféricas seja baseada em testes realizados com o impulso atmosférico normalizado ($1,2/50 \mu s$) medições de tensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas em sistemas tanto em tamanho real como em escala reduzida indicam que surtos de tensões bipolares em linhas de distribuição de energia não são raros. Simulações digitais realizadas utilizando-se um modelo consolidado e validado por meio de centenas de comparações com resultados de medição (“Extended Rusck Model” – ERM) também confirmam que sobretensões atmosféricas oscilatórias bipolares podem ocorrer em condições realistas.

Nesta tese investigou-se o comportamento de um isolador de porcelana tipo pino de 15 kV, tipicamente utilizado em linhas de distribuição de energia, quando submetido a impulsos bipolares oscilatórios com diferentes características. Os três impulsos considerados foram definidos com base em resultados de medição e cálculo e são representativos de sobretensões atmosféricas. Os períodos dos impulsos selecionados foram de aproximadamente $2,2 \mu s$, $4,1 \mu s$ e $6,0 \mu s$, correspondendo aos impulsos Tipo I, Tipo II e Tipo III, respectivamente. Modificações realizadas no circuito de um gerador de impulsos de Marx possibilitaram a geração, em laboratório, dos impulsos selecionados.

Um dos modelos mais utilizados para avaliação do desempenho das isolações com relação a tensões impulsivas com formas de onda diferentes da normalizada é o Modelo do Efeito Disruptivo, para o qual existem diferentes métodos para se determinar os parâmetros necessários para a sua aplicação. Entretanto, o método foi concebido para aplicação no caso de ondas unidirecionais, não sendo aplicável para ondas bipolares. Um dos raros estudos sobre a aplicação do Método do Efeito Disruptivo a ondas bipolares foi desenvolvido por [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#), o qual se refere apenas a espaçamentos pequenos (no máximo 5 mm). Embora a aplicação desse método tenha se mostrado adequada para análise da suportabilidade dielétrica frente a tensões bipolares oscilatórias de sistemas de isolamento de pequenas dimensões, nesta tese demonstrou-se que tal procedimento não foi capaz de prever nenhuma das 143 descargas disruptivas observadas nos ensaios realizados no isolador (38, 67 e 38 descargas para os impulsos Tipo I, Tipo II e Tipo III, respectivamente).

A modificação proposta no procedimento de [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#), levou a um aumento significativo na taxa de sucesso (eficiência) em termos de previsão da ocorrência de descargas disruptivas no isolador, com valores na faixa de 97% a 100% dependendo do tipo de impulso considerado. No caso do impulso Tipo I, obteve-se 100% de acerto, ou seja,

todas as 38 descargas disruptivas ocorridas (10 com o primeiro semi-ciclo positivo e 28 com o primeiro semi-ciclo negativo) foram corretamente previstas. A taxa de acerto de 100% também se aplica ao impulso Tipo III, pois as 38 descargas disruptivas verificadas (14 com o primeiro semi-ciclo positivo e 24 com o primeiro semi-ciclo negativo) foram corretamente previstas. A taxa de acerto foi menor, mas ainda assim elevada no caso do impulso Tipo II, tendo sido previstas 100% das 36 descargas com primeiro semi-ciclo negativo e 97% das 31 descargas (ou seja, foram previstas 30 das 31 descargas disruptivas ocorridas) com primeiro semi-ciclo positivo.

Como principais contribuições do trabalho, destacam-se:

- i. confirmação de que a ocorrência de sobretensões atmosféricas bipolares oscilatórias não se constitui em um fato raro;
- ii. definição de impulsos bipolares oscilatórios típicos, representativos de sobretensões atmosféricas em linhas aéreas de distribuição de energia;
- iii. modificações no gerador de impulsos de Marx de forma a gerar, em laboratório de alta tensão, impulsos com características semelhantes aos impulsos definidos como representativos de sobretensões atmosféricas bipolares oscilatórias (com períodos de 2, 2 μs , 4, 1 μs e 6, 0 μs);
- iv. demonstração de que o método desenvolvido por [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#) não é adequado para prever a ocorrência de descargas disruptivas em isoladores de média tensão;
- v. desenvolvimento e validação de um novo método para análise do comportamento (ocorrência de disrupções) de isoladores de média tensão submetidos a sobretensões atmosféricas bipolares oscilatórias.

Como proposta para trabalhos futuros, sugere-se a verificação da validade do método desenvolvido para outros tipos de impulso, a ampliação da análise para estimativa do instante de ocorrência da descarga disruptiva, e um estudo mais aprofundado sobre as razões físicas para a grande melhoria obtida com a modificação proposta no procedimento de [Savadamuthu, Udayakumar e Jayashankar \(2002\)](#).

REFERÊNCIAS

ABETTI, P. Transformer models for the determination of transient voltages. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, IEEE, v. 72, n. 2, p. 468–480, 1953.

AIEE. Flashover voltages of insulators and gaps. *American Institute of Electrical Engineers, Transactions of the*, v. 53, n. 6, p. 882–886, June 1934. ISSN 0096-3860.

AIEE. Flashover characteristics of rod gaps and insulators. *Electrical Engineering*, v. 56, n. 6, p. 712–714, June 1937. ISSN 0095-9197.

ALLIBONE, T.; DRING, D. Influence of the wavefront of impulse voltages on the sparkover of rod gaps and insulators. *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution of*, v. 122, n. 2, p. 235–238, February 1975. ISSN 0020-3270.

ALLIBONE, T. E. International comparison of impulse-voltage tests. *Electrical Engineers, Journal of the Institution of*, v. 81, n. 492, p. 741–750, December 1937.

ALLIBONE, T. E.; HAWLEY, W. G.; PERRY, F. R. Cathode-ray oscillographic studies of surge phenomena. *Electrical Engineers, Journal of the Institution of*, v. 75, n. 455, p. 670–688, November 1934.

ANCAJIMA, A. et al. Breakdown characteristics of mv distribution and electric traction lines insulators stressed by standard and short tail lightning impulses. In: IEEE. *Power Tech, 2005 IEEE Russia*. [S.l.], 2005. p. 1–7.

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*. [S.l.: s.n.], 2004. v. 27.

ANCAJIMA, A. et al. Optimal selection of disruptive effect models parameters for the reproduction of mv insulators volt-time characteristics under standard and non standard lightning impulses. In: IEEE. *Power Tech, 2007 IEEE Lausanne*. [S.l.], 2007. p. 760–765.

ANCAJIMA, A. et al. Behavior of mv insulators under lightning-induced overvoltages: Experimental results and reproduction of volt 2013;time characteristics by disruptive effect models. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 25, n. 1, p. 221–230, Jan 2010. ISSN 0885-8977.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. *ABNT NBR IEC 60060-1: Técnicas de ensaio elétricos de alta tensão —parte 1: Definições gerais e requisitos de ensaio*. Rio de Janeiro, 2013. 81 p.

BRAZ, C. P. *Avaliação do Comportamento Dielétrico de Isoladores de Distribuição de Média Tensão Frente a Impulsos Atmosféricos Não Normalizados*. 131 f. Tese (Doutorado em Ciências) — Universidade de São Paulo - Instituto de Energia e Ambiente — IEE, São Paulo, 2002.

BRAZ, C. P.; PIANTINI, A. Analysis of the dielectric behavior of distribution insulators under non-standard lightning impulse voltages. *Latin America Transactions, IEEE (Revista IEEE America Latina)*, v. 9, n. 5, p. 732–739, Sept 2011. ISSN 1548-0992.

BRAZ, C. P. et al. Analysis of different procedures for the application of the disruptive effect model to distribution insulators subject to short tail lightning impulses. *Electric Power Systems Research*, Elsevier, v. 113, p. 165–170, 2014.

CALDECOTT, R.; KASTEN, D.; SEBO, S. Model study of hvdc electric-field effects. *Final Report Ohio State Univ., Columbus. Dept. of Electrical Engineering.*, 1981.

CALDWELL, R.; DARVENIZA, M. Experimental and analytical studies of the effect of non-standard waveshapes on the impulse strength of external insulation. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, IEEE, n. 4, p. 1420–1428, 1973.

CHOWDHURI, P. et al. Bibliography of research on nonstandard lightning voltage waves. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 9, n. 4, p. 1982–1990, Oct 1994. ISSN 0885-8977.

CHOWDHURI, P.; MISHRA, A.; MCCONNELL, B. Volt-time characteristics of short air gaps under nonstandard lightning voltage waves. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 12, n. 1, p. 470–476, Jan 1997. ISSN 0885-8977.

CIGRÉ, S. Guidelines for the evaluation of the dielectric strength of external insulation. *Paris, Cigré Brochure*, n. 72, 1992.

CLEM, J. et al. Recommendations for high-voltage testing. *Electrical Engineering*, IEEE, v. 59, n. 10, p. 582–602, 1940.

COMSA, R. P.; RENE, J.-g. Air model for the study of electrostatic induction by transmission lines. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, IEEE, n. 4, p. 1002–1010, 1968.

COORAY, V.; ROSA, F. D. L. 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*, IEEE, v. 34, n. 1, p. 88–92, 1986.

CURRAN, E. B.; HOLLE, R. L.; LÓPEZ, R. E. Lightning casualties and damages in the united states from 1959 to 1994. *Journal of Climate*, v. 13, n. 19, p. 3448–3464, 2000.

DARVENIZA, M.; POPOLANSKY, F.; WHITEHEAD, E. Lightning protection of uhv transmission lines. *Electra*, v. 41, n. 7, p. 39–69, 1975.

DARVENIZA, M.; VLASTOS, A. 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, Jun 1988. ISSN 0018-9367.

FERNANDEZ, M.; RAKOV, V.; UMAN, M. Transient currents and voltages in a power distribution system due to natural lightning. In: IEEE. *Transmission and Distribution Conference, 1999 IEEE*. [S.l.], 1999. v. 2, p. 691–699.

FISHER, F.; ANDERSON, J.; HAGENGUTH, J. Determination of lightning response of transmission lines by means of geometrical models. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, IEEE, v. 78, n. 4, p. 1725–1734, 1959.

GARBAGNATI, E.; PIPARO, G. L. Modelli geometrici per la determinazione della risposta al fulmine di un sostegno di linea aerea. *L'Elettrotecnica*, v. 57, n. 8, 1970.

- GRZYBOWSKI, S.; ABOU-RAHAL, M. Experimental studies of flashover voltage under lightning and steep-front pulses on distribution line construction. In: *Southeastcon '90. Proceedings., IEEE*. [S.l.: s.n.], 1990. p. 664–669 vol.2.
- GRZYBOWSKI, S.; JACOB, P. The steep-front, short-duration pulse characteristics of distribution insulators with wood. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 5, n. 3, p. 1608–1616, Jul 1990. ISSN 0885-8977.
- HAGENGUTH, J. Volt-time areas of impulse spark-over. *Electrical Engineering, IEEE*, v. 60, n. 7, p. 803–810, 1941.
- HAGENGUTH, J. Volt-time areas of impulse spark-over. *American Institute of Electrical Engineers, Transactions of the*, v. 60, n. 7, p. 803–810, July 1941. ISSN 0096-3860.
- HAGENGUTH, J.; ANDERSON, J. Factors affecting the lightning performance of transmission lines. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems, IEEE*, v. 76, n. 3, p. 1379–1390, 1957.
- HELENE, O. *Métodos dos Mínimos Quadrados*. [S.l.]: Editora Livraria da Física, 2006.
- HILEMAN, A. R. *Insulation coordination for power systems*. [S.l.]: CRC Press, 1999.
- IEC, I. E. C. Iec 60060-1: High voltage test techniques - part 1: general definitions and test requirements. *Geneva*, 2010.
- IEZZI, G. et al. *Matemática: volume único*. [S.l.]: Atual, 2002.
- ILLIYAS, F. T. et al. Lightning risk in india. *Economic & Political Weekly*, v. 49, n. 23, p. 23, 2014.
- JACOTTET, P. Impulse breakdown tests on rod gaps. *Elektrotechnische Zeitschrift*, v. 58, p. 628–631, 1937.
- JOHNSON, I.; SCHULTZ, A. Analytical studies on lightning phenomena involving towers, insulator strings, and transmission lines. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, v. 3, n. 76, p. 1310–1314, 1957.
- JONES, A. R. Evaluation of the integration method for analysis of nonstandard surge voltages [includes discussion]. *Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, IEEE*, v. 73, n. 2, 1954.
- KIND, D. *Die Aufbaufläche bei Stoßspannungsbeanspruchung technischer Elektrodenanordnungen in Luft*. Tese (Doutorado), 1958.
- KIND, D. Die aufbaufläche bei stoßspannungsbeanspruchung technischer elektrodenanordnungen. *Elektrotechnische Zeitschrift*, v. 58, p. 1096–1110, 1958.
- KRITHIKA, G.; USA, S. v-t characteristics using extended disruptive effect model for impulses of varying front times. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, v. 22, n. 4, p. 2191–2195, August 2015. ISSN 1070-9878.
- KUFFEL, E.; ABDULLAH, M.; ABDULLAH, M. Corona and breakdown-voltage characteristics in sphere-plane and rod-rod gaps under impulse voltages of various wavefront durations. *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution of*, v. 113, n. 6, p. 1113–1119, June 1966. ISSN 0020-3270.

- LACOMMARE, K. H.; ETO, J. H. Cost of power interruptions to electricity consumers in the united states (us). *Energy*, Elsevier, v. 31, n. 12, p. 1845–1855, 2006.
- LOPES, G.; PEDROSO, J.; MARTINEZ, M. Evaluation of cfo for medium voltage insulators submitted to non-standard impulse shapes experimental results. In: *Electrical Insulation Conference (EIC), 2013 IEEE*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 419–423.
- MANN, P. S. *Introductory statistics*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2007.
- 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.
- MILLER, D. et al. The effects of steep-front, short-duration impulses on power distribution components. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 5, n. 2, p. 708–715, Apr 1990. ISSN 0885-8977.
- NETO, E. W. et al. Characterization of induced surges impulses and their generation in laboratory. In: *IEEE. Lightning Protection (ICLP), 2010 30th International Conference on*. [S.l.], 2010. p. 1–6.
- NORMAL probability plots and tests for normality. Minitab Statistical Software: Technical Reports. The Pennsylvania State.
- NUCCI, C. et al. Lightning-induced voltages on distribution overhead lines: comparison between experimental results from a reduced-scale model and most recent approaches. In: *Proc. 24th Int. Conf. Lightning Protection (ICLP)*. [S.l.: s.n.], 1998. p. 314–320.
- NUCCI, C. A. et al. Lightning-induced voltages on overhead lines. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, IEEE*, v. 35, n. 1, p. 75–86, 1993.
- OWEN, D. B. *Handbook of statistical tables*. [S.l.], 1962.
- PANEK, J.; ALBRECHT, P.; ELAHI, H. Design criteria for lightning protection of hv substations. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 7, n. 2, p. 489–498, Apr 1992. ISSN 0885-8977.
- PIANTINI, A. Lightning protection of overhead power distribution lines. In: *29th International Conference on Lightning Protection, Uppsala, Sweden*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1–29.
- PIANTINI, A. Lightning protection of low-voltage networks. In: *V. Cooray, Lightning Protection, London: The Institution of Engineering and Technology*. [S.l.: s.n.], 2010. p. 553–611.
- PIANTINI, A. et al. A system for lightning induced voltages data acquisition—preliminary results. In: *INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION*. [S.l.: s.n.], 2003. v. 7, p. 156–161.
- PIANTINI, A. et al. A system for simultaneous measurements of lightning induced voltages on lines with and without arresters. In: *Proceedings of the 27th International Conference on Lightning Protection*. [S.l.: s.n.], 2004. v. 1, p. 297–302.
- PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. Lightning induced voltages on overhead lines: the effect of ground wires. In: *Proc. 22nd Int. Conf. Lightning Protection*. [S.l.: s.n.], 1994. p. R–3b.

- PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. Use of surge arresters for protection of overhead lines against nearby lightning. In: *Proceedings of the 10th International Symposium on High Voltage Engineering, Montréal*. [S.l.: s.n.], 1997. v. 5, p. 213–216.
- PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. Lightning induced voltages on distribution lines close to buildings. In: *Proc. 25th Int. Conf. Lightning Protection*. [S.l.: s.n.], 2000. p. 558–563.
- PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. Lightning-induced voltages on overhead lines—application of the extended rusck model. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, IEEE, v. 51, n. 3, p. 548–558, 2009.
- PIANTINI, A. et al. A scale model for the study of the lemp response of complex power distribution networks. *IEEE Transactions on Power Delivery*, IEEE, v. 22, n. 1, p. 710–720, 2007.
- PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M.; COORAY, V. Scale models and their application to the study of lightning transients in power systems. In: *Lightning Electromagnetics*. [S.l.]: The Inst. Eng. Technol., 2012. p. 719–764.
- PIANTINI, A. et al. A full-scale system for lightning data acquisition with special reference to induced voltages on distribution lines. In: *International Conference on Grounding and Earthing and 3rd Brazilian Workshop on Atmospheric Electricity. Rio de Janeiro, Brazil*. [S.l.: s.n.], 2002. p. 111–116.
- IGINI, A. et al. Performance of large air gaps under lightning overvoltages: experimental study and analysis of accuracy predetermination methods. *IEEE Transactions on Power Delivery*, IEEE, v. 4, n. 2, p. 1379–1392, 1989.
- PRESS, W. H. *Numerical recipes 3rd edition: The art of scientific computing*. [S.l.]: Cambridge university press, 2007.
- ROSS, S. M. *Introduction to probability and statistics for engineers and scientists*. [S.l.]: Academic Press, 2014.
- RUSCK, S. Effect of non-standard surge voltages on insulation. *ASEA Research*, v. 3, p. 5–14, 1959.
- SAVADAMUTHU, U.; UDAYAKUMAR, K.; JAYASHANKAR, V. Modified disruptive effect method as a measure of insulation strength for non-standard lightning waveforms. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, IEEE, v. 17, n. 2, p. 510–515, 2002.
- SHIGIHARA, M. et al. Evaluation of the performance of different methods for estimating the parameters of the disruptive effect model—application to 15 kv insulators. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, IEEE, v. 23, n. 2, p. 1030–1037, 2016.
- SINCLAIR, G. Theory of models of electromagnetic systems. *Proceedings of the IRE*, IEEE, v. 36, n. 11, p. 1364–1370, 1948.
- THASANANUTARIYA, T.; CHATRATANA, S.; MCGRANAGHAN, M. Economic evaluation of solution alternatives for voltage sags and momentary interruptions. *Electrical Power Quality and Utilisation, Magazine*, v. 1, n. 2, 2005.
- TINA V.11: The complete electronic lab. [S.l.]: DesignSoft, 2017. <<http://www.tina.com/English/tina/start.php>>.

VENKATESAN, S.; USA, S. Impulse strength of transformer insulation with nonstandard waveshapes. *IEEE transactions on power delivery*, IEEE, v. 22, n. 4, p. 2214–2221, 2007.

VENKATESAN, S.; USA, S.; UDAYAKUMAR, K. Unconditionally sequential approach to calculate the impulse strength of air for nonstandard impulse voltages. In: IEEE. *Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002: Asia Pacific. IEEE/PES*. [S.l.], 2002. v. 2, p. 1236–1240.

VUOLO, J. H. Fundamentos da teoria de erros, 2ª edição, editora edgar blucher 5. CRUZ, Carlos HB, FRAGNATO HL, *Guia para Física Experimental, Instituto de Física Universidade Estadual de Campinas-Unicamp*, 1997.

WHITEHEAD, J. T. et al. Estimating lightning performance of transmission lines. ii. updates to analytical models. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 8, n. 3, p. 1254–1267, July 1993. ISSN 0885-8977.

WITZKE, R.; BLISS, T. Co-ordination of lightning arrester location with transformer insulation level. *American Institute of Electrical Engineers, Transactions of the*, v. 69, n. 2, p. 964–975, Jan 1950. ISSN 0096-3860.

WITZKE, R.; BLISS, T. Surge protection of cable-connected equipment. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 1, n. 69, p. 527–542, 1950.

YOKOYAMA, S. Calculation of lightning-induced voltages on overhead multiconductor systems. *IEEE transactions on power apparatus and systems*, IEEE, n. 1, p. 100–108, 1984.

YOKOYAMA, S.; MIYAKE, K.; FUKI, S. Advanced observations of lightning induced voltage on power distribution lines. ii. *IEEE Transactions on Power Delivery*, IEEE, v. 4, n. 4, p. 2196–2203, 1989.

ZHANG, W. et al. Lightning casualties and damages in china from 1997 to 2009. *Natural Hazards*, v. 57, n. 2, p. 465–476, May 2011. ISSN 1573-0840. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s11069-010-9628-0>>.