

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**AVALIAÇÃO DE METODOLOGIAS PARA ANÁLISE DE DESEMPENHO
DE LINHAS DE TRANSMISSÃO FRENTE ÀS DESCARGAS
ATMOSFÉRICAS**

RONALDO EUGENIO DE SOUZA FILHO

RONALDO EUGENIO DE SOUZA FILHO

**AVALIAÇÃO DE METODOLOGIAS PARA ANÁLISE DE DESEMPENHO
DE LINHAS DE TRANSMISSÃO FRENTE ÀS DESCARGAS
ATMOSFÉRICAS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Engenharia de Potência
Linha de Pesquisa: Sistemas de Energia Elétrica
Orientador: Prof. Dr. Fernando Henrique Silveira
Coorientador: Prof. Dr. Silvério Visacro Filho

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - PPGEE
CENTRO DE PESQUISAS E DESENVOLVIMENTO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - CPDEE
UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS - UFMG
BELO HORIZONTE
JULHO - 2013**

Dedico este trabalho aos meus pais,
Ronaldo Eugênio de Souza e
Rejane Garcia de Souza

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, fonte inesgotável de todo o conhecimento, pelo dom da vida e pela oportunidade de chegar até aqui, sobretudo pela inspiração para que este trabalho fosse concluído.

Aos meus pais, Ronaldo Eugênio de Souza e Rejane Garcia de Souza, pelo suporte, pelo encorajamento e pelo apoio incondicional que têm me dado ao longo de toda a vida. Muito obrigado porque vocês são meus incentivadores e meu maior exemplo.

Agradeço aos meus familiares, especialmente à minha avó Sebastiana Santos Garcia pelas orações e pelo carinho.

Ao meu orientador, professor Fernando Henrique Silveira, pela paciência, pela dedicação e pelo auxílio prestado ao longo da realização deste trabalho. Sua solicitude e disponibilidade foram extremamente valiosas para o êxito deste mestrado.

Ao professor Silvério Visacro Filho, coorientador, por sua significativa contribuição para o desenvolvimento desta dissertação e pela oportunidade oferecida de trabalhar no LRC. Certamente, o conhecimento adquirido nos últimos anos foi de grande importância para minha formação.

Aos doutores Amilton Soares Júnior e Alberto Resende de Conti pela considerável contribuição na elaboração deste texto.

À equipe do LRC pela ajuda e experiência compartilhada, em especial aos amigos Wagner Ursine, Breno Dias, Alyson Cardoso, Sandro Chavarria, Rafael Alípio, Miguel Guimarães, Listz Simões, Flávio Calado, Marina Andrade, Thiago Moratti e Afrânio Vilela.

*“Assim, fixamos os olhos, não naquilo que se vê,
mas no que não se vê, pois o que se vê é
transitório, mas o que não se vê é eterno.”*

(Paulo – 2 Coríntios 4.18)

RESUMO

A principal causa de desligamentos não programados em linhas de transmissão consiste nos efeitos associados à incidência direta de descargas atmosféricas na linha. Em contrapartida, os limites impostos pelos órgãos que regulamentam o setor elétrico são cada vez mais rígidos no sentido de prezar pela qualidade da energia elétrica fornecida aos consumidores. Desse modo, há uma constante preocupação por parte das concessionárias em atender aos requisitos de continuidade de serviço.

Nesse contexto, o desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas constitui um tema de grande interesse para investigações que buscam uma melhoria da qualidade do fornecimento da energia elétrica. A literatura tradicional apresenta duas metodologias para a avaliação desse desempenho. Essas metodologias correspondem às formulações desenvolvidas pelo CIGRÉ e pelo IEEE para o cálculo do número de desligamentos de uma linha de transmissão em função dos efeitos da incidência direta de descargas atmosféricas.

Este trabalho apresenta um estudo das metodologias amplamente empregadas para o cálculo do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas. Promove-se uma discussão a respeito dos principais aspectos abordados pelas metodologias do CIGRÉ e do IEEE para avaliação desse desempenho, mais especificamente em termos da ocorrência de *backflashover*. Além disso, foram abordados dois tópicos relevantes para o estudo do tema: o comportamento do aterramento elétrico das torres em termos da representação do efeito de ionização do solo e a avaliação de alguns métodos tradicionalmente utilizados para a representação do processo de ruptura nas cadeias de isoladores de linhas de transmissão.

Utiliza-se ainda uma metodologia mais sofisticada para o cálculo da taxa de desligamentos de linhas de transmissão por *backflashover*. Tal metodologia envolve o cálculo das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores utilizando um avançado modelo computacional (HEM) e a adoção de um consistente critério para a determinação da ocorrência de descargas disruptivas nos isoladores devido a essas sobretensões (Método DE).

ABSTRACT

The main cause of unplanned outages of transmission lines is related to the effects associated with lightning direct strikes to the line. Furthermore, the rules imposed by the agencies that regulate the electricity sector to the power utility companies are increasingly hard, pursuing a better power quality of the power delivery. Thus, the electrical companies are concerned to meet the requirements of continuity of service.

In this context, the lightning performance of transmission lines is an important topic of investigation. The literature presents two consolidated methodologies for the assessment of that performance. These methodologies correspond to formulations developed by the IEEE and CIGRÉ for calculating the number of outages expected in one year for a determined transmission line.

This work presents a study of such methodologies and promotes a discussion of the main issues addressed by the methodologies of CIGRÉ and the IEEE to evaluate the lightning performance, specifically in terms of the occurrence of backflashover. Additionally, two relevant topics related to this subject are investigated: the electrical behavior of the transmission line grounding in terms of the representation of the ionization effect and some methods used for representing the disruption process in transmission lines insulators.

It is also used a sophisticated methodology for calculating the transmission line outages related to backflashover, which involves the calculation of overvoltages across insulator strings by means of an elaborated computational model (HEM) and the adoption of an established criterion for determining the occurrence of the flashover across insulator strings (DE Model).

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

| | |
|---|----|
| Figura 2.1 – Composição percentual da extensão das LTs em termos dos níveis de tensão | 8 |
| Figura 2.2 – Principais causas dos desligamentos de linhas de transmissão da Rede Básica. | 9 |
| Figura 2.3 – Taxa de desligamentos de LTs da Rede Básica entre 1997 e 2006 com níveis de tensão de (a) 750 kV, (b) 500 kV, (c) 345 kV e (d) 230 kV | 11 |
| Figura 3.1 – (a) Incidência de uma descarga atmosférica no topo de uma torre; (b) Onda de corrente da descarga; (c) Circuito equivalente visto pela onda de corrente..... | 20 |
| Figura 3.2 – Onda de tensão resultante no topo da torre | 20 |
| Figura 3.3 – Tensões (a) na torre e no condutor e (b) na cadeia de isoladores. | 24 |
| Figura 3.4 – Impedâncias de surto para três tipos diferentes estruturas de linhas de transmissão | 28 |
| Figura 3.5 – Curvas V-T para diferentes comprimentos de isoladores e uma forma de onda de sobretensão. | 31 |
| Figura 3.6 – Relação entre o valor de pico e a derivada máxima da corrente..... | 35 |
| Figura 3.7 – Comparação entre as distribuições do valor de pico da corrente de descarga atmosférica adotadas pelo CIGRÉ e IEEE..... | 36 |
| Figura 4.1 – Formação dos canais de descargas elétricas disruptivas | 40 |
| Figura 4.2 – Evolução dos canais ionizados e estabelecimento da zona de ionização..... | 40 |
| Figura 4.3 – Configuração típica da malha de aterramento para uma torre de linha de transmissão. | 42 |
| Figura 4.4 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente considerando um campo elétrico crítico igual a 400 kV/m: (a) $R_0 = 10 \Omega$, (b) $R_0 = 20 \Omega$ e (c) $R_0 = 30 \Omega$ | 44 |
| Figura 4.5 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para três valores de campo elétrico crítico considerando R_0 igual a 10 Ω e três resistividades do solo: (a) $\rho = 250 \Omega\text{m}$, (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ e (c) $\rho = 2000 \Omega\text{m}$ | 46 |

| | |
|--|----|
| Figura 4.6 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para três valores de campo elétrico crítico considerando R_0 igual a 20 Ω e três resistividades do solo: (a) $\rho = 250 \Omega\text{m}$, (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ e (c) $\rho = 2000 \Omega\text{m}$. | 47 |
| Figura 4.7 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para três valores de campo elétrico crítico considerando R_0 igual a 30 Ω e três resistividades do solo: (a) $\rho = 250 \Omega\text{m}$, (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ e (c) $\rho = 2000 \Omega\text{m}$. | 48 |
| Figura 4.8 – Corrente injetada no aterramento para cálculo da densidade linear de corrente dispersa para o solo e do campo elétrico ao longo dos eletrodos de aterramento. | 50 |
| Figura 4.9 – Densidade linear de corrente ao longo do eletrodo em solos de 1000 Ωm e 2000 Ωm . | 51 |
| Figura 4.10 – Campo elétrico ao longo do eletrodo em solos de 1000 Ωm e 2000 Ωm . | 51 |
| Figura 4.11 – Relação entre o raio equivalente e o raio original em função da densidade linear de corrente. | 54 |
| Figura 4.12 – Característica da suportabilidade de um isolamento. | 55 |
| Figura 4.13 – Curva V-T obtida a partir de ensaio para um isolador genérico. | 57 |
| Figura 4.14 – Configuração da torre de uma linha de transmissão de 138 kV: (a) vista tridimensional e (b) vista frontal. | 62 |
| Figura 4.15 – Formas de onda: (a) triangular da corrente de retorno e (b) sobretensões resultantes nos isoladores das fases A, B e C. | 63 |
| Figura 4.16 – Surtos de tensão obtidos com a multiplicação das ondas de sobretensão originais pelos fatores multiplicativos correspondentes da Tabela 4.7 nas fases: (a) A, (b) B e (c) C. | 66 |
| Figura 4.17 – Formas de onda: (a) representativa da corrente de retorno e (b) sobretensões resultantes nos isoladores das fases A, B e C. | 68 |
| Figura 4.18 – Surtos de tensão obtidos com a multiplicação das ondas de sobretensão originais pelos fatores multiplicativos correspondentes da Tabela 4.11 nas fases: (a) A, (b) B e (c) C. | 71 |
| Figura 5.1 – Configuração da torre da linha de transmissão de 138 kV. | 73 |

| | |
|--|----|
| Figura 5.2 – Formas de onda da corrente de retorno da descarga incidente na torre: (a) triangular e (b) representativa. | 74 |
| Figura 5.3 – Função densidade de probabilidade dos tempos de frente td_{30} e tm | 80 |
| Figura 5.4 – Distribuição percentual da resistência de aterramentos das torres da linha de transmissão de 138 kV. | 85 |
| Figura 5.5 – Taxas de desligamento calculadas com as metodologias do CIGRÉ, HEM/DE e IEEE. | 91 |
| Figura 5.6 – Formas de onda das sobretensões decorrentes da injeção de um corrente com formato (a) triangular e (b) representativo. | 92 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|----|
| Tabela 2.1 – Extensão (em km) das linhas de transmissão da Rede Básica do SIN. | 7 |
| Tabela 2.2 – Número máximo de desligamentos por descargas atmosféricas da LT estabelecido pelo ONS | 10 |
| Tabela 2.3 – Limites de continuidade por unidade consumidora com faixa de tensão maior ou igual a 69 kV e inferior a 230 kV. | 13 |
| Tabela 3.1 – Diferenças entre as metodologias CIGRÉ e IEEE para cálculo do número de desligamentos de linhas de transmissão por <i>backflashover</i> | 37 |
| Tabela 4.1 – Relação entre os valores de comprimento dos cabos contrapeso e as resistências de aterramento para solos de 250 Ω m, 1000 Ω m e 2000 Ω m..... | 42 |
| Tabela 4.2 – Resistências de aterramento para o solo de 1000 Ω m calculadas utilizando (a) as Equações (4.5) e (4.6) e (b) a metodologia que considera o aumento do raio equivalente do eletrodo..... | 53 |
| Tabela 4.3 – Resistências de aterramento para o solo de 2000 Ω m calculadas utilizando (a) as Equações (4.5) e (4.6) e (b) a metodologia que considera o aumento do raio equivalente do eletrodo..... | 53 |
| Tabela 4.4 – Constantes para aplicação do Método DE..... | 61 |
| Tabela 4.5 – Valores de pico das sobretensões nos isoladores das fases A, B e C resultantes da incidência de uma descarga atmosférica com a corrente de retorno da Figura 4.15(a)..... | 63 |
| Tabela 4.6 – Valores das constantes k_d , V_0 e DEC para aplicação do Método DE e o efeito disruptivo calculado para as sobretensões da Figura 4.15(b)..... | 64 |
| Tabela 4.7 – Valores de corrente crítica e as amplitudes de tensão correspondentes que resultariam em ruptura do isolamento das fases A, B e C..... | 65 |
| Tabela 4.8 – Tensões disruptivas e instantes de tempo para ruptura do isolamento das fases A, B e C..... | 67 |

| | |
|---|----|
| Tabela 4.9 – Valores de pico das sobretensões nos isoladores das fases A, B e C resultantes da incidência de uma descarga atmosférica com a corrente de retorno da Figura 4.17(a)..... | 68 |
| Tabela 4.10 – Valores das constantes k_d , V_0 e DEC para aplicação do Método DE e o efeito disruptivo calculado para as sobretensões da Figura 4.17(b). | 69 |
| Tabela 4.11 – Valores de corrente crítica e as amplitudes de tensão correspondentes que resultariam em ruptura do isolamento das fases A, B e C..... | 70 |
| Tabela 4.12 – Tensões disruptivas e instantes de tempo para ruptura do isolamento das fases A, B e C..... | 70 |
| Tabela 5.1 – Impedâncias de surto e fatores de acoplamento entre o cabo para-raios e os condutores da linha de transmissão de 138 kV..... | 73 |
| Tabela 5.2 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C e valores de corrente crítica correspondentes (i) não considerando o efeito dos vãos adjacentes e (ii) considerando o efeito dos vãos adjacentes. | 75 |
| Tabela 5.3 – Taxa de desligamento da linha de transmissão considerando o efeito dos vãos adjacentes..... | 76 |
| Tabela 5.4 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C e valores de corrente crítica correspondentes (a) não considerando o efeito dos vãos adjacentes e (b) considerando o efeito dos vãos adjacentes. | 77 |
| Tabela 5.5 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores da fase C considerando três tipos de solos e valores de corrente crítica correspondentes: (i) não considerando o efeito da ionização do solo e (ii) considerando o efeito da ionização do solo..... | 78 |
| Tabela 5.6 – Taxa de desligamento da linha de transmissão considerando o efeito da ionização do solo..... | 78 |
| Tabela 5.7 – Parâmetros da distribuição de probabilidade do tempo de frente da onda de corrente. | 80 |

| | |
|--|----|
| Tabela 5.8 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C e valores de corrente crítica correspondentes calculados considerando (i) o tempo de frente t_{d30} igual a 3,83 μ s e (ii) o tempo de frente t_m igual a 1,37 μ s..... | 81 |
| Tabela 5.9 – Taxa de desligamento da linha de transmissão considerando o efeito do tempo de frente. | 82 |
| Tabela 5.10 – Impacto da adoção do limite T no cálculo da taxa de desligamento da linha de transmissão..... | 82 |
| Tabela 5.11 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e do IEEE. | 83 |
| Tabela 5.12 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e do IEEE. | 84 |
| Tabela 5.13 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C e valores de corrente crítica calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e a metodologia do IEEE para cada valor de resistência de aterramento..... | 86 |
| Tabela 5.14 – Taxas de desligamento calculadas utilizando a metodologia do CIGRÉ e a metodologia do IEEE para cada valor de resistência de aterramento..... | 87 |
| Tabela 5.15 – Números de desligamentos da linha de transmissão de 138 kV por descargas atmosféricas calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e a metodologia do IEEE. | 87 |
| Tabela 5.16 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e utilizando o HEM..... | 88 |
| Tabela 5.17 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e HEM/DE. | 89 |

| | |
|---|----|
| Tabela 5.18 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados utilizando a metodologia do IEEE e utilizando o HEM. | 90 |
| Tabela 5.19 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados utilizando a metodologia do IEEE e HEM/DE. | 90 |
| Tabela 5.20 – Probabilidade de uma corrente exceder o valor de I_C e o correspondente BFR calculado utilizando o HEM e as distribuições de probabilidade do CIGRÉ e do IEEE. | 91 |
| Tabela 5.21 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados a partir da injeção de correntes com forma de onda triangular e representativa | 93 |
| Tabela 5.22 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados a partir da injeção de ondas de corrente com formato triangular e representativo | 94 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANEEL – Agência Nacional de Energia Elétrica

BFR – *Backflashover Rate* (Taxa de Desligamento da Linha de Transmissão por *Backflashover*)

CA – Sistema de transmissão em corrente alternada

CC – Sistema de transmissão em corrente contínua

CFO – *Critical Flashover Overvoltage* (Tensão Crítica Disruptiva)

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

DE – *Disruptive Effect* (Efeito Disruptivo)

EPE – Empresa de Pesquisa Energética

HEM – *Hybrid Eletromagnetic Model* (Modelo Eletromagnético Híbrido)

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

LTs – Linhas de transmissão

ONS – Operador Nacional do Sistema Elétrico

PRODIST – Procedimentos de Distribuição

SIN – Sistema Interligado Nacional

SUMÁRIO

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | <u>Introdução</u> | 1 |
| 1.1 | Relevância da Investigação | 1 |
| 1.2 | Objetivo e Metodologia de Desenvolvimento | 3 |
| 1.3 | Organização do Texto | 4 |
| 2 | <u>Panorama das Linhas de Transmissão no Brasil: Características e Desempenho</u> | 6 |
| 2.1 | Introdução | 6 |
| 2.2 | Composição das Linhas de Transmissão | 6 |
| 2.3 | Desligamentos de Linhas de Transmissão | 8 |
| 2.3.1 | Definições | 8 |
| 2.3.2 | Classificação dos desligamentos | 9 |
| 2.3.3 | Principais causas dos desligamentos | 9 |
| 2.3.4 | Índices que mensuram os desligamentos | 10 |
| 2.4 | Comentário Final | 14 |
| 3 | <u>Metodologias para Cálculo do Desempenho de Linhas de Transmissão Frente a Descargas Atmosféricas</u> | 15 |
| 3.1 | Introdução | 15 |
| 3.2 | Metodologia do CIGRÉ para a avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas | 17 |
| 3.2.1 | Representação dos condutores e da torre | 17 |
| 3.2.2 | Cômputo das tensões no topo da torre e na cadeia de isoladores | 18 |
| 3.2.3 | Determinação da ruptura do isolamento | 25 |
| 3.2.4 | Cálculo da taxa de desligamentos | 25 |
| 3.3 | Metodologia do IEEE para a avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas | 27 |
| 3.3.1 | Onda da corrente de retorno da descarga atmosférica | 27 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 3.3.2 | Representação dos condutores e da torre | 27 |
| 3.3.3 | Aterramento elétrico das torres | 28 |
| 3.3.4 | Cômputo das tensões no topo da torre e na cadeia de isoladores | 29 |
| 3.3.5 | Determinação da ruptura de isolamento | 30 |
| 3.3.6 | Efeito da tensão de serviço | 31 |
| 3.3.7 | Cálculo da taxa de desligamentos | 32 |
| 3.4 | Metodologia Mista (HEM/DE) para a avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas | 33 |
| 3.5 | Comentários gerais | 33 |
| 4 | <u>Avaliação de Diferentes Abordagens para Cômputo do Efeito de Ionização do Solo e Critério para Ruptura de Isoladores</u> | 38 |
| 4.1 | Introdução | 38 |
| 4.2 | Representação do efeito do aterramento para o desempenho: Ionização do solo | 39 |
| 4.2.1 | Processo de ionização do solo | 39 |
| 4.2.2 | Efeito da ionização do solo no valor de resistência de aterramento | 41 |
| 4.2.3 | Comentários gerais | 53 |
| 4.3 | Métodos para estimar a ocorrência de ruptura do isolamento de linhas de transmissão | 55 |
| 4.3.1 | Tensão Crítica Disruptiva – <i>CFO</i> | 55 |
| 4.3.2 | Curva Tensão-Tempo | 57 |
| 4.3.3 | Método DE | 59 |
| 5 | <u>Resultados e Análises</u> | 72 |
| 5.1 | Introdução | 72 |
| 5.2 | Descrição da linha de transmissão de 138 kV simulada | 72 |
| 5.3 | Metodologia do CIGRÉ | 74 |
| 5.3.1 | Efeito dos vãos adjacentes | 74 |
| 5.3.2 | Efeito da ionização do solo | 76 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 5.3.3 | Efeito do tempo de frente da onda de corrente | 79 |
| 5.4 | Metodologia do IEEE | 83 |
| 5.4.1 | Caso base | 83 |
| 5.4.2 | Estudo de caso – Distribuição de diferentes valores de resistência de aterramento ao longo da linha | 85 |
| 5.5 | Metodologia mista: HEM/DE | 88 |
| 5.5.1 | Comparação CIGRÉ x HEM/DE | 88 |
| 5.5.2 | Comparação IEEE x HEM/DE | 89 |
| 5.5.3 | Efeito da distribuição cumulativa de probabilidade do valor de pico da corrente | 91 |
| 5.5.4 | Efeito da forma de onda da corrente de retorno | 92 |
| 6 | <u>Conclusões</u> | 95 |
| 6.1 | Considerações iniciais | 95 |
| 6.2 | Avaliações conclusivas | 96 |
| 6.2.1 | Efeito da ionização do solo no aterramento elétrico das torres | 96 |
| 6.2.2 | Métodos para a avaliação da ocorrência de ruptura de isolamento | 97 |
| 6.2.3 | Metodologias para cálculo do desempenho de linhas de transmissão | 98 |
| 6.3 | Proposta de continuidade | 99 |
| 7 | <u>Referências Bibliográficas</u> | 101 |

1 Introdução

1.1 Relevância da Investigação

Segundo a Empresa de Pesquisa Energética (EPE), a matriz de geração de energia elétrica brasileira é formada majoritariamente por fontes hidráulicas (EPE, 2012). Essa energia é gerada em usinas hidrelétricas muitas vezes localizadas a uma distância considerável dos grandes centros consumidores. Dessa forma, o transporte da energia gerada constitui um aspecto fundamental para o atendimento da demanda no país.

O transporte de grandes blocos de energia elétrica envolve uma série de instalações e equipamentos. Dentre estes, destacam-se as linhas de transmissão. Tanto na fase de projeto da instalação quanto na operação da linha diversos fatores devem ser considerados para que a qualidade da energia elétrica transportada não seja comprometida. Nesse sentido, há uma constante preocupação por parte das concessionárias em atender aos requisitos de continuidade de serviço. Por se tratar de uma questão estratégica em termos do abastecimento energético para o país, as linhas de transmissão demandam uma atenção especial.

Muitas vezes, tais linhas apresentam longos comprimentos e alturas elevadas constituindo um ponto preferencial para a incidência direta de descargas atmosféricas. Os efeitos associados a esse fenômeno compõem um tópico de importância destacada para o setor elétrico, especialmente em termos do desempenho de seus componentes. Nesse aspecto, o desempenho da linha de transmissão frente a descargas atmosféricas é fundamental para se avaliar a qualidade do serviço prestado. Esse desempenho é determinado por meio de um índice que apresenta o número de desligamentos ao longo de um comprimento de 100 km da linha em um período de um ano.

Os desligamentos de linhas de transmissão devido à incidência direta de descargas atmosféricas devem-se essencialmente a dois mecanismos: descarga disruptiva no isolamento

– do inglês, *flashover* – e descarga disruptiva de retorno – do inglês, *backflashover* (VISACRO, 2005).

O *flashover* pode ocorrer quando uma descarga atmosférica atinge diretamente um condutor energizado da linha de transmissão. Associada à onda de corrente, também se propaga ao longo do condutor uma onda de tensão com elevada amplitude. Caso essa sobretensão exceda a suportabilidade do isolador que separa o condutor fase da estrutura aterrada (torre), pode ocorrer uma descarga disruptiva com o eventual estabelecimento de um arco elétrico conectando o condutor energizado à torre. Através do arco, a corrente da descarga é drenada para a estrutura aterrada e flui em direção ao solo. Caso o arco não se extinga, haverá o fluxo da corrente de frequência industrial do condutor para o solo. Nessa situação, fica caracterizado o curto-circuito fase-terra, o qual pode levar ao desligamento da linha (VISACRO, 2005).

Com o objetivo de minimizar os impactos resultantes da incidência direta de descargas atmosféricas, as linhas de transmissão normalmente são protegidas por cabos para-raios posicionados acima dos condutores energizados. Esses cabos podem interceptar uma descarga que atingiria uma das fases e direcionar a corrente para o solo através da impedância de surto da torre e da impedância de aterramento, reduzindo substancialmente a chance da ocorrência de um *flashover*.

Na eventual incidência de uma descarga atmosférica nos cabos de blindagem, as ondas de corrente e de tensão que se propagam em direção à torre e posteriormente ao longo desta em direção ao solo sofrem reflexão no aterramento. Essa reflexão contribui para a redução do valor de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores caso o valor da impedância de aterramento seja suficientemente baixo.

Contudo, mesmo as linhas blindadas por cabos para-raios podem sofrer desligamentos oriundos de descargas atmosféricas. Dependendo da amplitude da corrente de retorno e do posicionamento dos cabos de blindagem, a incidência da descarga pode ocorrer nos condutores energizados mais expostos. Esse fenômeno é conhecido como falha de blindagem e pode resultar em um *flashover* se a sobretensão exceder a suportabilidade do isolamento.

Por outro lado, em situações nas quais a amplitude da corrente de descarga seja muito elevada e o valor de impedância de aterramento não seja suficientemente baixo, mesmo se os cabos para-raios interceptarem a descarga, a sobretensão resultante nas cadeias de isoladores pode alcançar um elevado valor de pico e resultar em uma descarga disruptiva com o estabelecimento de um arco elétrico da estrutura aterrada para o condutor energizado. Nesse caso, configura-se um *backflashover* (VISACRO, 2005).

A literatura tradicional avalia o desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas incluindo no seu cálculo os desligamentos devido às ocorrências de falha de blindagem e *backflashover*. As duas principais metodologias para cálculo da taxa de desligamentos de linhas de transmissão por descargas atmosféricas correspondem às formulações desenvolvidas pelo Conselho Internacional de Grandes Sistemas Elétricos (CIGRÉ, do francês *Conseil International des Grands Réseaux Électriques*) e pelo Instituto de Engenheiros Eletricistas e Eletrônicos (IEEE, do inglês *Institute of Electrical and Electronics Engineers*).

Os procedimentos necessários para a modelagem do sistema elétrico e cálculo do seu desempenho levam em conta uma série de simplificações e aproximações. As formulações desenvolvidas são apresentadas nas referências (CIGRÉ, 1991) e (IEEE, 1985) e têm sido amplamente empregadas em trabalhos que abordam o tema nas últimas duas décadas. Apesar da evolução do conhecimento relativo à avaliação de desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas ao longo dos anos, não existiram mudanças nas formulações apresentadas nessas referências. Nesse contexto, a presente dissertação investiga as metodologias tradicionais para o cálculo do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas e avalia o impacto de determinados parâmetros no índice que mensura tal desempenho.

1.2 Objetivo e Metodologia de Desenvolvimento

Este trabalho busca promover a avaliação e a discussão dos principais aspectos abordados pelas metodologias do CIGRÉ e do IEEE para avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas, mais especificamente associado à ocorrência

de *backflashover*. Neste trabalho, não se considerou o estudo da falha de blindagem nem os efeitos associados à incidência de descargas atmosféricas nas proximidades da linha.

O desenvolvimento de uma discussão aprofundada de tópicos relevantes para o cálculo do número de desligamentos de linhas de transmissão permitirá um melhor entendimento das potencialidades e limites de aplicação dessas metodologias, contribuindo para a evolução do conhecimento no tema.

A metodologia de desenvolvimento deste trabalho abrangeu o estudo aprofundado das metodologias do CIGRÉ e do IEEE e implementação computacional na plataforma MATLAB¹ de suas formulações. Buscou-se identificar os principais pontos de diferença entre as metodologias, bem como os parâmetros de maior influência na determinação da resposta final em termos do número de saídas da linha, notadamente o comportamento dos aterramentos elétricos das torres que compõem a linha de transmissão e o critério para ruptura dos isoladores. Um conjunto de análises de sensibilidade foi realizado tomando-se como base uma configuração realista de uma linha de transmissão de nível de tensão de 138 kV. Para corroborar as análises desenvolvidas, utilizou-se também uma metodologia de análise mista composta por uma elaborada ferramenta computacional para o cálculo das sobretensões nas cadeias de isoladores da linha (VISACRO e SOARES, 2005) e um consistente critério para avaliação da suportabilidade elétrica dos isoladores (WITZKE e BLISS, 1950a) e (WITZKE e BLISS, 1950b).

1.3 Organização do Texto

O texto desta dissertação está organizado em sete capítulos e uma breve descrição do conteúdo de cada um é apresentada a seguir.

O presente **Capítulo 1** contextualiza a importância da avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas e apresenta os principais objetivos do trabalho.

¹ O MATLAB (*Matrix Laboratory*) é um software interativo de alto nível para computação numérica e programação.

O **Capítulo 2** descreve um breve panorama das linhas de transmissão no Brasil. Comenta-se a respeito da composição das linhas em termos das extensões e níveis de tensão. São abordados ainda alguns aspectos relacionados à operação dessas linhas, como as principais causas de desligamentos e os índices que mesuram o desempenho dos sistemas de transmissão.

No **Capítulo 3** são apresentadas as metodologias do CIGRÉ e do IEEE para o cálculo do número de desligamentos das linhas de transmissão por *backflashover*. Foram incluídas as equações para a avaliação desse desempenho destacando-se as principais simplificações e aproximações realizadas para o desenvolvimento das formulações. As principais diferenças entre essas metodologias de cálculo de desempenho são realçadas ao final do capítulo.

O **Capítulo 4** trata de dois tópicos de suma importância para a avaliação do desempenho de linhas de transmissão. O primeiro deles se refere ao comportamento do aterramento elétrico das torres de linhas de transmissão quando submetidos a correntes de descargas atmosféricas em termos da representação e dos efeitos do fenômeno de ionização do solo. O segundo tópico abrange métodos tradicionalmente utilizados para a avaliação da suportabilidade elétrica dos isoladores das linhas.

A aplicação das metodologias do CIGRÉ e do IEEE para o cálculo do desempenho de uma linha de transmissão de nível de tensão de 138 kV é realizada no **Capítulo 5**. Resultados provenientes de análises de sensibilidade desenvolvidas com a aplicação de ambas as metodologias são apresentados de modo a subsidiar a avaliação do impacto de um conjunto de parâmetros na taxa de desligamento da linha. Os resultados gerados em termos de tensão na cadeia de isoladores, corrente crítica e taxa de desligamentos são comparados com resultados providos por uma metodologia mais elaborada para o cálculo das sobretensões e para a avaliação da suportabilidade elétrica dos isoladores.

O **Capítulo 6** contém as principais conclusões do trabalho e algumas propostas de continuidade, as quais podem contribuir para o tema ampliando as possibilidades de esclarecimento em alguns tópicos da investigação.

Finalmente, as referências bibliográficas necessárias para o desenvolvimento deste trabalho encontram-se no **Capítulo 7**.

2 Panorama das Linhas de Transmissão no Brasil: Características e Desempenho

2.1 Introdução

Neste capítulo são destacadas algumas das principais características das linhas de transmissão no Brasil. Inicialmente, um breve panorama da composição das linhas em termos das extensões e níveis de tensão é apresentado. A seguir, alguns aspectos relacionados ao desempenho dessas linhas, como definição, classificação e origem dos desligamentos são abordados. Finalmente, os índices que mensuram o desempenho das linhas de transmissão, bem como os limites aceitáveis para desligamentos, são apresentados. Tais índices são impostos pelos órgãos que regulam o setor elétrico no Brasil.

2.2 Composição das Linhas de Transmissão

O acompanhamento do desempenho dos componentes do sistema elétrico brasileiro é de responsabilidade do Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS). De forma geral, esse órgão é responsável pela coordenação e controle da operação das instalações de geração e transmissão de energia elétrica do Sistema Interligado Nacional (SIN), sob a fiscalização e

regulação da ANEEL – Agência Nacional de Energia Elétrica.

O SIN compreende as instalações responsáveis pelo suprimento de energia elétrica a todas as regiões do país eletricamente interligadas (ANEEL, 2005). A Rede Básica do SIN é composta por linhas de transmissão (LTs), barramentos, transformadores de potência e equipamentos de subestação em tensão igual ou superior a 230 kV (ANEEL, 2004).

No Brasil, a transmissão de energia elétrica é realizada utilizando dois sistemas: corrente contínua (CC) e corrente alternada (CA). O sistema de transmissão CC é formado por duas linhas de ± 600 kV, com extensão de aproximadamente 810 km, entre as subestações de Foz do Iguaçu (PR) e Ibiúna (SP). Esse sistema realiza a integração entre a energia elétrica gerada em corrente alternada na frequência de 50 Hz em Itaipu e o sistema brasileiro, cuja frequência é 60 Hz. A conversão CA/CC é feita por meio de oito conversores em cada subestação, sendo que cada par forma um polo. Os dois bipolos em ± 600 kV podem ser utilizados de maneira independente totalizando assim uma extensão de 3.224 km. Com exceção desse elo, as demais linhas pertencentes ao SIN operam em corrente alternada na frequência de 60 Hz.

A Tabela 2.1 apresenta a ampliação da extensão das LTs da Rede Básica entre os anos de 2007 e 2011, segundo dados do ONS. Em relação ao ano de 2011, o gráfico da Figura 2.1 mostra a composição percentual da extensão das LTs em termos dos níveis de tensão. De acordo com esses dados, percebe-se que entre os anos de 2007 e 2011 houve um crescimento de aproximadamente 16%, totalizando mais de 103 mil km de LTs pertencentes à Rede Básica do SIN.

Tabela 2.1 – Extensão (em km) das linhas de transmissão da Rede Básica do SIN. Adaptada de (ONS, 2011a).

| Tensão | 2007 | 2008 | 2009 | 2010 | 2011 |
|-------------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| 230 kV | 37.155,5 | 37.709,9 | 41.436,8 | 43.184,5 | 45.708,7 |
| 345 kV | 9.772,1 | 9.772,1 | 9.783,6 | 10.060,5 | 10.061,9 |
| 440 kV | 6.671,2 | 6.671,2 | 6.671,2 | 6.670,5 | 6.680,7 |
| 500 kV | 29.392,2 | 31.868,3 | 33.196,3 | 34.356,2 | 35.003,4 |
| 600 kV CC | 3.224,0 | 3.224,0 | 3.224,0 | 3.224,0 | 3.224,0 |
| 750 kV | 2.683,0 | 2.683,0 | 2.683,0 | 2.683,0 | 2.683,0 |
| Total (km) | 88.897,9 | 91.928,4 | 96.994,8 | 100.178,7 | 103.361,7 |

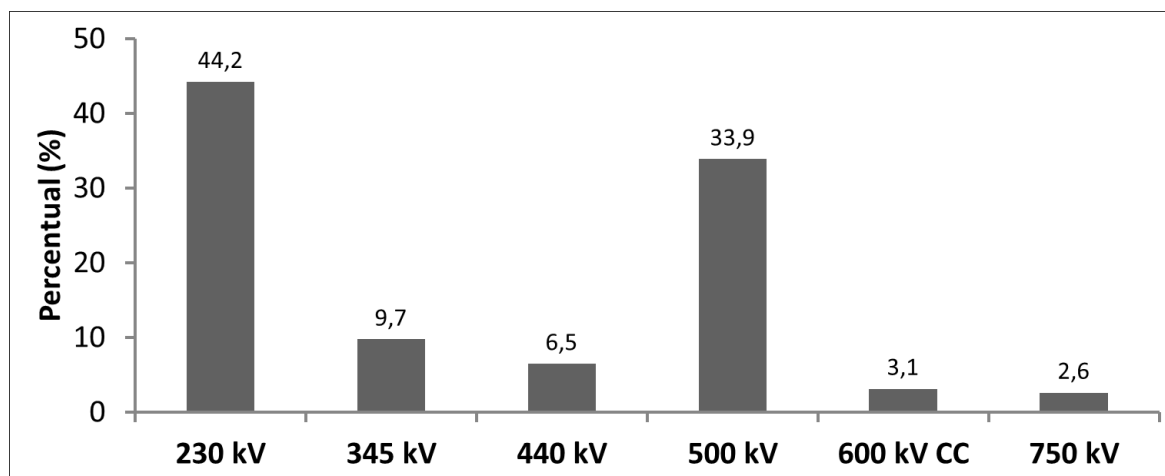


Figura 2.1 – Composição percentual da extensão das LTs em termos dos níveis de tensão. Adaptada de (ONS, 2011a).

2.3 Desligamentos de Linhas de Transmissão

2.3.1 Definições

Os procedimentos e requisitos técnicos necessários ao planejamento, implantação, uso e operação do SIN são estabelecidos por um documento denominado Procedimentos de Rede. O ONS define no Submódulo 20.1 dos Procedimentos de Rede dois tipos de desligamentos: programados e forçados (ONS, 2009). Segundo (FRONTIN, 2010), desligamento é o ato de abertura de um ou mais dispositivos que interligam circuitos de potência, interrompendo a continuidade elétrica por meio de um componente.

Desligamento programado é aquele previsto e em conformidade com o estabelecido nos Procedimentos de Rede e pode incluir manobras operacionais. Já o desligamento forçado de um componente de serviço é aquele que ocorre em condições não programadas. Normalmente, esse tipo resulta da ocorrência de uma condição de emergência que impõe o desligamento manual ou automático do componente para evitar risco de morte a seres vivos além de danos a equipamentos ou outras consequências indesejadas para o sistema elétrico.

2.3.2 Classificação dos desligamentos

Os desligamentos forçados podem ser classificados quanto à natureza (fugitiva ou permanente) e origem (interna, secundária, operacional e externa).

Quanto à natureza, desligamentos de natureza fugitiva retiram, em condição não programada, o componente do sistema. Essa retirada pode acontecer de forma automática ou não e o retorno do equipamento ao serviço normalmente é realizado sem reparo ou reposição de componentes. Em contrapartida, um desligamento de natureza permanente somente é restabelecido após as intervenções necessárias para a correção do problema.

Quanto à origem, um desligamento de origem interna é aquele cuja causa está relacionada com as partes energizadas dos componentes. Quando a causa não está relacionada ao componente, o desligamento pode ser caracterizado como de origem secundária. Se o desligamento é proveniente de problemas operacionais, diz-se que ele é de origem operacional. Os demais casos são enquadrados como desligamentos de origem externa.

2.3.3 Principais causas dos desligamentos

Diversas são as causas dos desligamentos forçados de linhas de transmissão. A Figura 2.2 apresenta a distribuição percentual dos principais eventos que causaram desligamentos de linhas de transmissão da Rede Básica do SIN no ano de 2008 e primeiro semestre de 2009 segundo estatísticas do ONS.

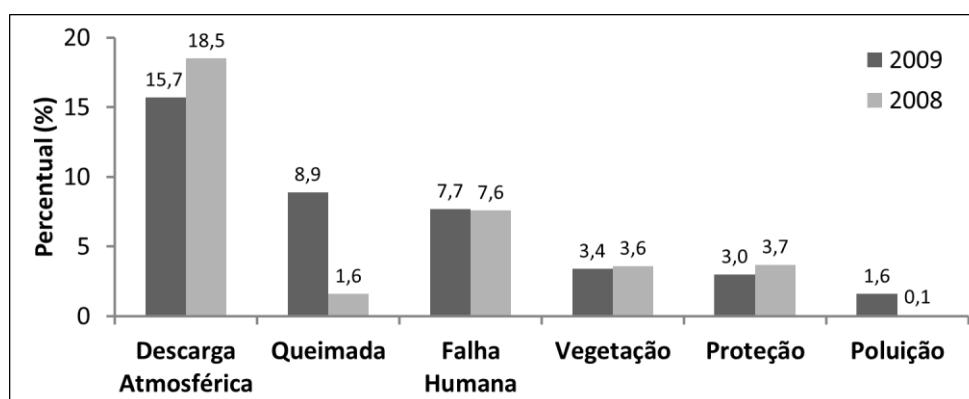


Figura 2.2 – Principais causas dos desligamentos de linhas de transmissão da Rede Básica. Adaptada de (FRONTIN, 2010).

De acordo com a Figura 2.2, no primeiro semestre do ano de 2009 e no ano de 2008, respectivamente, 1,6% e 0,1% dos desligamentos foram ocasionados por poluição ambiental. O depósito de partículas nos isoladores em determinadas condições pode resultar na perda de isolamento ocasionando indisponibilidade operativa em caráter temporário.

Já as faltas ocasionadas por falha humana ou devido à atuação dos dispositivos de proteção somadas correspondem a mais de 10% das ocorrências no período considerado. Tais desligamentos podem ter origem em falhas mecânicas, como rompimento dos condutores, rompimento da cadeia de isoladores e queda de torres, ou erros de manobra.

Outra parcela dos desligamentos corresponde à vegetação próxima às linhas de transmissão. O contato dessa vegetação com os condutores pode levar a curtos-circuitos. Além disso, incêndios na vegetação sob a linha também podem ocasionar faltas. Contudo, o principal motivo do desligamento forçado de linhas de transmissão são as descargas atmosféricas.

2.3.4 Índices que mensuram os desligamentos

Tradicionalmente, o desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas é mensurado pelo índice número total de desligamentos por 100 km da linha de transmissão por ano (desligamentos/100 km/ano). Em relação às linhas de transmissão pertencentes à Rede Básica, o ONS define no Submódulo 2.4 dos Procedimentos de Rede o limite aceitável para esse índice (ONS, 2011b). A Tabela 2.2 estabelece o número máximo de desligamentos da LT causados por descargas atmosféricas estabelecido pelo ONS.

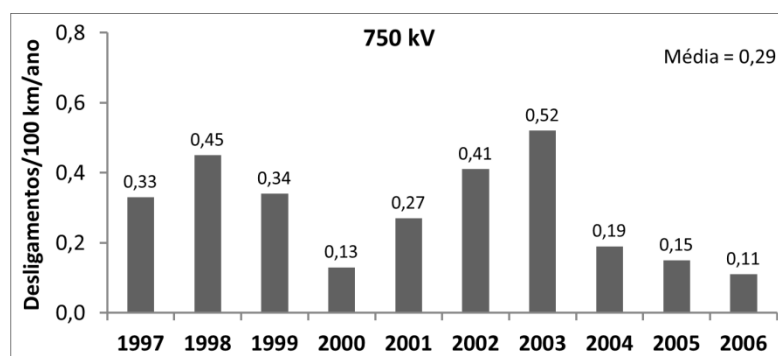
Tabela 2.2 – Número máximo de desligamentos por descargas atmosféricas da LT estabelecido pelo ONS.

Adaptada de (ONS, 2011b).

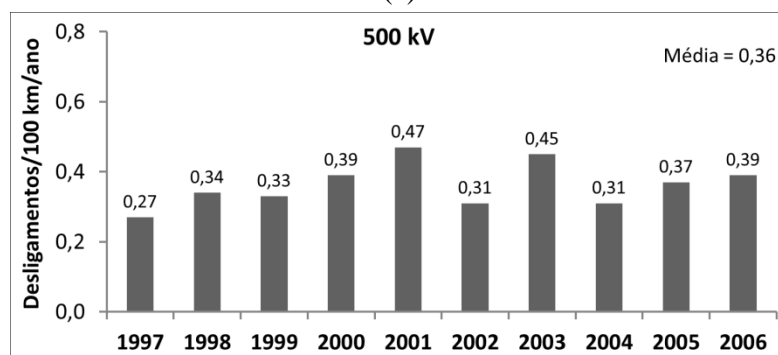
| Classe de tensão (kV) | Desligamentos/100 km/ano |
|-----------------------|--------------------------|
| ≥ 345 | 1 |
| 230 | 2 |

A Figura 2.3 mostra a taxa de desligamentos de linhas de transmissão pertencentes à Rede Básica do SIN no período de 1997 a 2006 por nível de tensão. Em todos os casos analisados, o número de desligamentos foi inferior aos limites apresentados na Tabela 2.2.

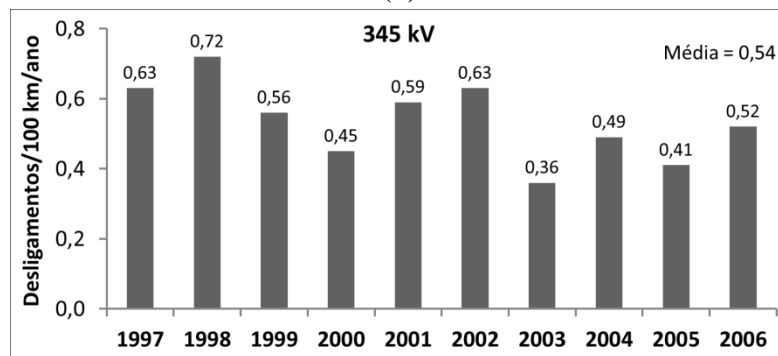
Observa-se ainda que a média da taxa de desligamentos referente às linhas de transmissão de com nível de tensão igual ou superior a 345 kV decresce com o aumento da classe de tensão.



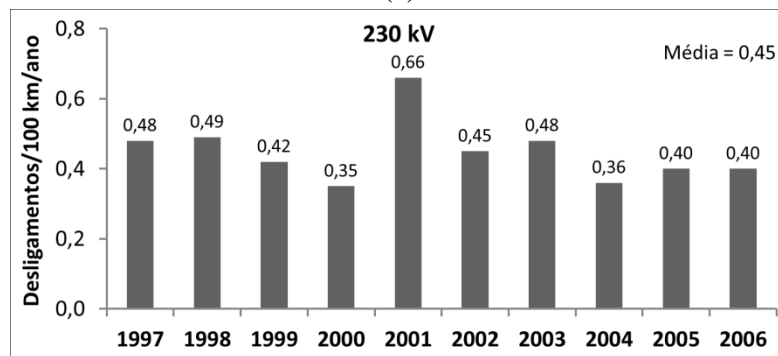
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 2.3 – Taxa de desligamentos de LTs da Rede Básica entre 1997 e 2006 com níveis de tensão de (a) 750 kV, (b) 500 kV, (c) 345 kV e (d) 230 kV. Adaptada de (FRONTIN, 2010).

As linhas de transmissão, barramentos, transformadores de potência e equipamentos de subestação em tensão inferior a 230 kV não integram a Rede Básica e são classificadas como Demais Instalações de Transmissão (ANEEL, 2004). Nesse caso, a ANEEL define os índices que expressam o desempenho do sistema no Módulo 8 do documento denominado Procedimentos de Distribuição – PRODIST (ANEEL, 2012).

O desempenho das Demais Instalações de Transmissão é estimado por meio de indicadores que mensuram a frequência e a duração das interrupções ocorridas nos consumidores. Tais indicadores são averiguados para as interrupções maiores que 3 minutos e são definidos da seguinte forma:

- Frequência de interrupção individual por unidade consumidora (*FIC*): Número de interrupções ocorridas, no período de apuração, em cada unidade consumidora ou ponto de conexão (*n*).

$$FIC = n \quad (2.1)$$

- Duração de interrupção individual por unidade consumidora (*DIC*): Intervalo de tempo que, no período de apuração, em cada unidade consumidora ou ponto de conexão ocorreu descontinuidade da distribuição de energia elétrica.

$$DIC = \sum_{i=1}^n t(i) \quad (2.2)$$

Onde:

i = Índice de interrupções da unidade consumidora no período de apuração, variando de 1 até *n*;

t(i) = Tempo de duração da interrupção *i* da unidade consumidora considerada ou ponto de conexão, no período de apuração.

- Duração máxima de interrupção contínua por unidade consumidora ou ponto de conexão (*DMIC*): Tempo máximo de interrupção contínua de energia elétrica, em uma unidade consumidora ou ponto de conexão.

$$DMIC = t(i)_{max} \quad (2.3)$$

Onde:

$t(i)_{max}$ = Valor correspondente ao tempo da máxima duração de interrupção contínua i , no período de apuração, verificada na unidade consumidora considerada, expresso em horas e centésimos de horas.

- Duração equivalente de interrupção por unidade consumidora (DEC): Intervalo de tempo que, em média, no período de apuração, em cada unidade consumidora do conjunto considerado ocorreu descontinuidade da distribuição de energia elétrica.

$$DEC = \frac{\sum_{i=1}^{C_c} DIC_i}{C_c} \quad (2.4)$$

- Frequência equivalente de interrupção por unidade consumidora (FEC): Número de interrupções ocorridas, em média, no período de apuração, em cada unidade consumidora do conjunto considerado.

$$FEC = \frac{\sum_{i=1}^{C_c} FIC_i}{C_c} \quad (2.5)$$

Onde:

i = Índice das unidades consumidoras do conjunto considerado;

C_c = Número total de unidades consumidoras do conjunto no período de apuração.

Os limites para esses indicadores estão associados a cada conjunto de consumidores e são definidos para períodos mensais, trimestrais e anuais. A Tabela 2.3 apresenta os valores para unidades consumidoras atendidas na faixa de tensão maior ou igual a 69 kV e inferior a 230 kV. De acordo com esses limites, linhas de transmissão de 138 kV pertencentes ao SIN devem apresentar no máximo 5 desligamentos por ano.

Tabela 2.3 – Limites de continuidade por unidade consumidora com faixa de tensão maior ou igual a 69 kV e inferior a 230 kV. Retirada de (ANEEL, 2012).

| Sistema | Limite de Continuidade por Unidade Consumidora | | | | | | |
|--------------------|---|-------|--------|-----------------------|-------|--------|-----------------|
| | Unidades Consumidoras com Faixa de Tensão Contratada: 69kV ≤ Tensão < 230 kV | | | | | | |
| | DIC (horas) | | | FIC (interrupções) | | | DMIC (horas) |
| | Anual | Trim. | Mensal | Anual | Trim. | Mensal | Mensal |
| Interligado | 5,00 | 3,00 | 2,00 | 5,00 | 3,00 | 2,00 | 1,50 |
| Isolado | 6,00 | 4,00 | 3,00 | 6,00 | 4,00 | 3,00 | 2,50 |

2.4 Comentário Final

Os índices apresentados anteriormente apontam para a importância do desenvolvimento de estudos que investiguem o desempenho de linhas de transmissão. Para que os limites sejam atendidos, é fundamental o conhecimento dos fatores que influenciam o desempenho das linhas. Além disso, o atendimento de tais limites é primordial para um bom funcionamento do sistema.

Nesse sentido, torna-se evidente a necessidade de uma avaliação consistente do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas, uma vez que estas são a principal causa de desligamentos não programados. Na análise desse desempenho, diversos parâmetros devem ser considerados e sistematizados de forma a mensurar o número de desligamentos para uma determinada linha de transmissão. Dessa forma, no Capítulo 3 serão apresentadas duas metodologias de destaque na literatura que dedicadas ao cálculo desse desempenho.

3 Metodologias para Cálculo do Desempenho de Linhas de Transmissão Frente a Descargas Atmosféricas

3.1 Introdução

Este capítulo tem como objetivo expor as metodologias do CIGRÉ e do IEEE para o cálculo da taxa de desligamento de linhas de transmissão por *backflashover*. A metodologia do CIGRÉ é apresentada na referência (CIGRÉ, 1991). Já a metodologia desenvolvida pelo IEEE é apresentada no Capítulo 12 do *Transmission Line Reference Book – 345 kV and Above* (ANDERSON, 1982) e em (IEEE, 1985). Uma forma condensada dessa metodologia é descrita em (IEEE, 1997). O desenvolvimento das metodologias abrange um conjunto de trabalhos que contribuíram para as formulações apresentadas. Nem todos esses trabalhos são explicitamente indicados nesta dissertação. Todavia, aquelas referências consideradas

necessárias para a melhor compreensão das metodologias estão citadas apropriadamente ao longo do texto.

Basicamente, tais metodologias fundamentam-se no desenvolvimento de formulações analíticas a partir de uma série de considerações e aproximações que simplificam o problema do cálculo do número de desligamentos de linhas de transmissão por *backflashover*. De forma geral, os componentes do sistema são modelados e considera-se a incidência de uma descarga atmosférica na linha. A partir do cálculo das sobretensões desenvolvidas nas cadeias de isoladores, é realizada uma avaliação da corrente crítica de descarga que resultaria em uma sobretensão capaz de provocar a ruptura do isolamento. Finalmente, as distribuições de probabilidade das amplitudes de corrente de descargas são utilizadas para se estimar o número de desligamentos da linha.

Neste trabalho, foram considerados apenas os efeitos decorrentes da incidência direta de descargas atmosféricas em linhas de transmissão blindadas por cabos para-raios. Os aspectos relativos ao fenômeno da falha de blindagem também são abordados nas metodologias do CIGRÉ e do IEEE, contudo, optou-se por não incluí-los na avaliação realizada.

Vale ressaltar ainda que a apresentação das metodologias a seguir leva em consideração apenas a incidência de primeiras descargas negativas² em linhas de transmissão. Entretanto, alguns trabalhos recentes desenvolvidos no LRC³ indicam que as descargas subsequentes também são capazes de causar *backflashover* (Silveira *et al.*, 2012a) e (Silveira *et al.*, 2012b).

² A descrição detalhada dos tipos de descargas atmosféricas bem como uma explicação dos processos associados à formação desse fenômeno podem ser encontradas em (VISACRO, 2005).

³ LRC (*Lightning Research Center*) – Núcleo de Desenvolvimento Científico e Tecnológico em Descargas Atmosféricas (UFMG/CEMIG).

3.2 Metodologia do CIGRÉ para a avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas

3.2.1 Representação dos condutores e da torre

A metodologia do CIGRÉ adota como representação para os condutores e para a torre da linha de transmissão impedâncias de surto. Para os condutores, as impedâncias de surto próprias (Z_{ii}) e mútuas (Z_{ij}) podem ser calculadas pelas Equações (3.1) e (3.2), respectivamente.

$$Z_{ii} = 60 \ln \left(\frac{2h_i}{r_i} \right) \quad (3.1)$$

$$Z_{ij} = 60 \ln \left(\frac{a_{ij}}{b_{ij}} \right) \quad (3.2)$$

onde h_i é a altura do condutor i , r_i é o raio do condutor i , a_{ij} é a distância geométrica entre o condutor i e a imagem do condutor j e b_{ij} é distância geométrica entre o condutor i e o condutor j .

Já a impedância de surto da torre (Z_T) pode ser calculada por meio da Equação (3.3), proposta por (CHISHOLM *et al.*, 1983).

$$Z_T = 60 \ln \left\{ \cot \left[0,5 \tan^{-1} \left(\frac{\bar{r}}{h} \right) \right] \right\} \quad (3.3)$$

onde h é a altura da torre e \bar{r} é o raio médio da torre. Esse raio é obtido pela Equação (3.4).

$$\bar{r} = \frac{r_1 h_2 + r_2 (h_1 + h_2) + r_3 h_1}{h_1 + h_2} \quad (3.4)$$

onde r_1 é o raio da parte superior, r_2 é o raio da cintura e r_3 é o raio da base da torre. h_1 é a altura da base até a cintura e h_2 é a altura da cintura ao topo da torre.

Contudo, para o desenvolvimento das expressões relativas ao cálculo das sobretensões, o valor de Z_T é aproximado como a metade do valor da impedância de surto própria dos cabos para-raios, conforme indicado por (HILEMAN, 1999):

$$Z_T = \frac{Z_{PR}}{2} \quad (3.5)$$

3.2.2 Cômputo das tensões no topo da torre e na cadeia de isoladores

Na eventual incidência de uma descarga atmosférica nos cabos para-raios da linha, as ondas de corrente e tensão propagam-se por esses cabos e o fluxo da corrente de retorno é direcionado para o solo através da torre e do aterramento. Além disso, são geradas tensões induzidas que se propagam nos condutores das fases normalmente posicionados abaixo dos cabos de blindagem.

Em um ponto de descontinuidade de impedância (como a torre, por exemplo), essas ondas são refletidas de volta ao ponto de incidência e são transmitidas para o vão e torres adjacentes. Quando a parcela transmitida para a torre atinge o solo, ocorre novamente uma reflexão e transmissão de ondas no aterramento. A parcela refletida viaja em direção ao topo da torre e pode contribuir para reduzir a sobretensão resultante na cadeia de isoladores, desde que a impedância de aterramento seja inferior à impedância de surto da torre. Essa sobretensão na cadeia de isoladores é dada pela diferença entre a onda de tensão resultante da incidência da descarga que se propaga ao longo da torre e a tensão no condutor fase. Caso a suportabilidade dos isoladores seja excedida haverá então a ruptura da rigidez dielétrica conferida pelo isolamento e o estabelecimento de um arco elétrico da estrutura da torre para a fase. Esse fenômeno é denominado *backflashover* (VISACRO, 2005, 2007a). O número de rupturas de isolamento devido a esse mecanismo em um comprimento de 100 km no período de um ano é definido como taxa de desligamentos por *backflashover* (BFR, do inglês *backflashover rate*).

O valor de pico da sobretensão resultante depende da localização do ponto de incidência da descarga. Quanto mais afastada da torre ocorrer a incidência, maior será a tensão desenvolvida, uma vez que as ondas percorrerão um maior caminho até o aterramento. Assim, as reflexões que contribuem para a redução do valor de pico da tensão no ponto de incidência demorariam a chegar, promovendo um maior crescimento da onda de tensão incidente. Dessa forma, tem-se a expectativa de que os maiores valores de sobretensão ocorrerão para o caso de incidência a meio de vão.

Outro fator que influencia a sobretensão desenvolvida consiste no balanço entre o tempo de frente da onda de corrente e os tempos de trânsito das ondas que se propagam em direção às torres. Se o tempo de frente da onda de corrente for muito reduzido (menor que duas vezes o tempo de trânsito), a onda de tensão refletida não será capaz de contribuir para reduzir o pico da onda incidente.

Por outro lado, é no meio do vão que se verifica a máxima suportabilidade elétrica, pois a distância entre o cabo de blindagem e o condutor fase nesse ponto normalmente é superior ao comprimento da cadeia de isoladores na torre. Assim, a localização da descarga disruptiva depende da comparação entre a sobretensão desenvolvida e a rigidez dielétrica do isolamento.

Rupturas a meio de vão são possíveis, mas o número dessas ocorrências é significativamente menor do que o número de rupturas localizadas na torre. Portanto, em situações nas quais a distância entre o cabo de blindagem e os condutores é consideravelmente maior que o comprimento da cadeia de isoladores, rupturas no vão podem ser ignoradas, sendo consideradas apenas aquelas que ocorrem na torre, de acordo com (CIGRÉ, 1991)

Desse modo, a torre é o local de interesse para o cálculo das sobretensões que contribuirão para definição da taxa de desligamentos da linha. Sabe-se que a tensão resultante no topo da torre em decorrência da incidência da descarga no vão é igual ou menor do que aquela associada à incidência de descarga na própria torre (CIGRÉ, 1991), (HILEMAN, 1999). Assim, o cômputo da BFR pode ser realizado considerando apenas a incidência de descargas na torre aplicando-se um fator de correção no resultado de modo a considerar o efeito das menores sobretensões associadas às descargas que incidem ao longo do vão. O CIGRÉ sugere o valor 0,6 para esse fator.

Considerando a incidência de descarga no topo de uma torre, conforme indica a Figura 3.1(a) e supondo que a onda de corrente tenha formato triangular, indicado na Figura 3.1(b), a tensão resultante nesse ponto pode ser caracterizada por uma forma de onda semelhante à apresentada na Figura 3.2 (linha tracejada).

A tensão $e(t)$ é o produto entre a corrente $i(t)$ e a impedância equivalente vista pela corrente de descarga:

$$e(t) = \frac{Z_T Z_{PR}}{Z_{PR} + 2Z_T} i(t) \quad (3.6)$$

onde Z_{PR} é a impedância de surto do cabo para-raios e Z_T é a impedância de surto da torre.

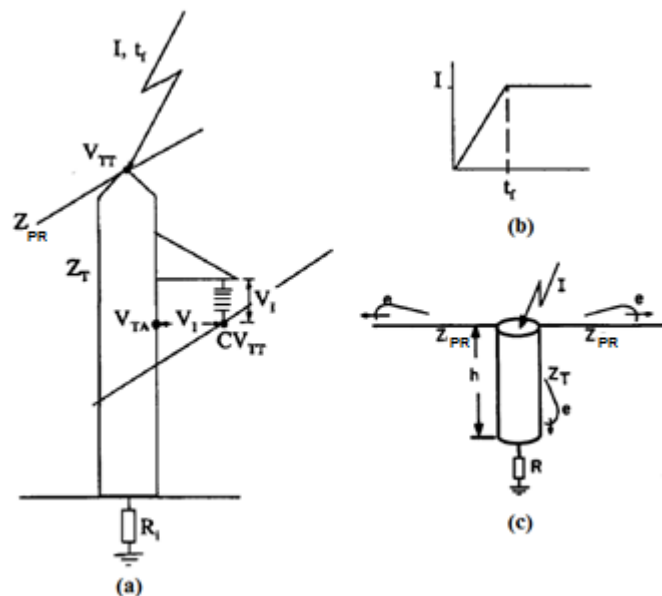


Figura 3.1 – (a) Incidência de uma descarga atmosférica no topo de uma torre; (b) Onda de corrente da descarga; (c) Circuito equivalente visto pela onda de corrente. Adaptada de (HILEMAN, 1999)

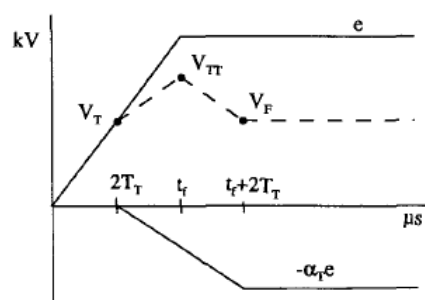


Figura 3.2 – Onda de tensão resultante no topo da torre. Retirada de (HILEMAN, 1999).

Três valores merecem ser destacados na onda de sobretensão resultante: a tensão (V_T) antes da chegada da reflexão do aterramento, o pico de tensão (V_{TT}) e a tensão final (V_F).

Sendo T_T o tempo de trânsito ao longo da torre e t_f o tempo de frente da onda de tensão, pode-se calcular a tensão antes da chegada da reflexão do aterramento (V_T):

$$V_T = Z_T \frac{T_T}{t_f} I \quad (3.7)$$

No instante $2T_T$, a onda refletida no aterramento chega ao topo da torre e a frente da onda de tensão resultante tem sua inclinação reduzida, pois a reflexão contribui para reduzir o valor de pico V_{TT} . Esse pico de tensão pode ser calculado como:

$$V_{TT} = K_{TT} I = \left[R_e + \alpha_T Z_T \frac{T_T}{t_f} \right] I \quad (3.8)$$

onde α_T e R_e são definidos pelas Equações (3.9) e (3.10), respectivamente:

$$\alpha_T = \frac{Z_T - R_i}{Z_T + R_i} \quad (3.9)$$

$$R_e = \frac{Z_{PR} R_i}{Z_{PR} + 2R_i} \quad (3.10)$$

Nas Equações (3.9) e (3.10), R_i corresponde à resistência de aterramento da torre considerando o efeito da ionização do solo. Esse efeito é representado com base nas Equações (3.11) e (3.12). Maiores detalhes dessas formulações são apresentados no Capítulo 4 desta dissertação.

$$R_i = R_o \sqrt{1 + \frac{I_T}{I_i}} \quad (3.11)$$

$$I_i = \frac{E_C \rho}{2\pi R_0^2} \quad (3.12)$$

Nas Equações (3.11) e (3.12), R_o é a resistência de aterramento para baixas amplitudes de corrente e em baixas frequências, ρ é a resistividade do solo, I_T é a corrente no aterramento e E_C é o campo elétrico crítico para ruptura do solo. O CIGRÉ (1991) recomenda para esse campo o valor de 400 kV/m.

A corrente no aterramento (I_T) é obtida a partir do circuito equivalente visto pela corrente de descarga.

$$I_T = \frac{Z_T}{Z_T + R_i} I = \frac{R_e}{R_i} I \quad (3.13)$$

Após o instante t_f no qual ocorre o pico de tensão, a reflexão negativa continua em evolução e como a onda incidente já atingiu seu valor máximo permanecendo constante, há uma queda de tensão para o valor V_F . Assim, a tensão final é dada por:

$$V_F = (1 - \alpha_T)e(t) = R_e I \quad (3.14)$$

Contudo, se o efeito das reflexões nas torres adjacentes for considerado, espera-se uma redução da amplitude da sobretensão. Para quantificar essa redução, considera-se que T_V é o tempo de trânsito no vão e que α_R é igual a:

$$\alpha_R = \frac{Z_{PR}}{Z_{PR} + 2R_o} \quad (3.15)$$

Já que apenas uma pequena parcela da corrente total da descarga se propaga em direção às torres adjacentes, a metodologia do CIGRÉ não considera o efeito da ionização do solo no valor de resistência de aterramento dessas torres.

A redução do valor de pico da sobretensão devido às reflexões nas torres adjacentes ocorre se o tempo de frente da onda de tensão for maior que duas vezes o tempo de trânsito ao longo do vão. Essa redução pode ser computada multiplicando-se a tensão original por um fator K_V , dado por:

$$K_V = 1 - \alpha_R(1 - \alpha_T) \left[\left(1 - \frac{2T_V}{t_f}\right) + \alpha_R \alpha_T \left(1 - \frac{4T_V}{t_f}\right) + (\alpha_R \alpha_T)^2 \left(1 - \frac{6T_V}{t_f}\right) \right] \quad (3.16)$$

Assim, o valor de pico da sobretensão considerando o efeito da reflexão nas torres adjacentes é calculado por:

$$V_{TT} = K_V K_{TT} I \quad (3.17)$$

A Equação (3.16) somente é válida quando o termo $(1 - nT_V/t_f)$ for maior ou igual a zero. Caso contrário, as reflexões das torres adjacentes contribuiriam para aumentar a sobretensão no topo da torre (HILEMAN, 1999). Dessa forma, se $T_V = 0,5 \mu s$ e $t_f = 4 \mu s$ devem ser consideradas no máximo quatro reflexões, ou seja, $n = 8$, por exemplo.

Reflexões a partir de outras torres além dos dois primeiros vãos adjacentes podem reduzir ainda mais a sobretensão. No entanto, de acordo com (HILEMAN, 1999), para configurações típicas de linhas de transmissão, a redução promovida por essas reflexões da tensão no topo da torre é menor que 1%. Portanto, considerar apenas as primeiras torres adjacentes é suficiente para uma boa aproximação.

Finalmente, as reflexões nas torres adjacentes também promovem uma redução nas amplitudes da cauda da onda de sobretensão resultante no topo da torre atingida pela descarga. Para um tempo igual ou maior que $t_f + 2T_T$, a cauda da onda de tensão pode ser aproximada por:

$$e_R(t) = V_F e^{-\frac{t-(t_f+2T_T)}{\tau}} \quad (3.18)$$

onde τ corresponde à constante de tempo da cauda da onda de tensão. O CIGRÉ (1991) sugere uma equação para cálculo dessa constante, relacionando a impedância de surto do cabo para-raios (Z_{PR}) com a resistência de aterramento considerando o processo de ionização do solo (R_i) e o tempo de propagação ao longo do vão (T_V).

$$\tau = \frac{Z_{PR}}{R_i} T_V \quad (3.19)$$

Entretanto, a tensão de interesse para efeito do cálculo do desempenho da linha de transmissão frente a descargas atmosféricas é aquela que surge ao longo da cadeia de isoladores (V_I). Essa tensão resulta da diferença entre a tensão no braço da torre (V_{TA}) e a tensão no condutor fase (CV_{TT}). Essas tensões são apresentadas na Figura 3.3.

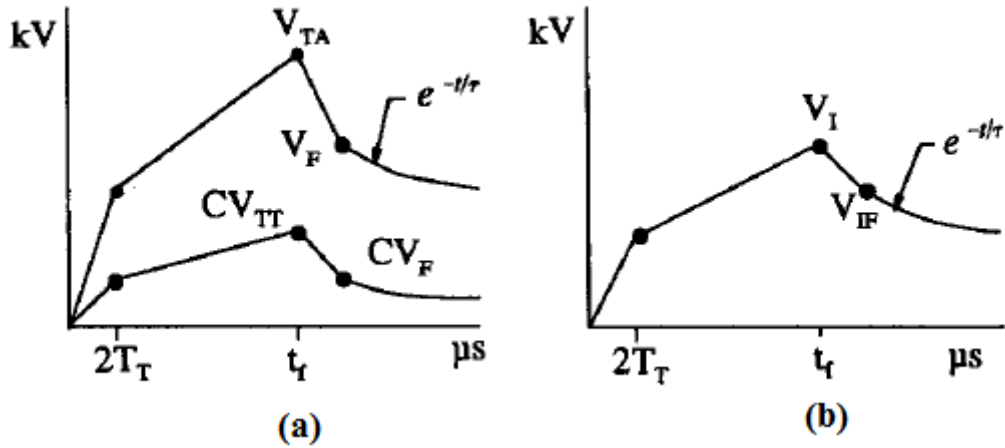


Figura 3.3 – Tensões (a) na torre e no condutor e (b) na cadeia de isoladores.

A tensão V_{TA} pode ser obtida com base na Equação (3.8) ao substituir-se T_T pelo tempo de trânsito entre o braço e o pé da torre (T_A).

$$V_{TA} = IK_V K_{TA} = IK_V \left[R_e + \alpha_T Z_T \frac{T_A}{t_f} \right] \quad (3.20)$$

O surto de tensão no topo da torre que se propaga ao longo do cabo para-raios induz surtos de tensão que se propagam nos condutores fase. Esses surtos correspondem à tensão no cabo de blindagem multiplicada por um fator de acoplamento C . Assim, o valor de pico da tensão induzida no condutor fase da Figura 3.3 é CV_{TT} . O fator de acoplamento pode ser calculado por meio da Equação (3.21).

$$C = \frac{Z_{ij}}{Z_{ii}} \quad (3.21)$$

A tensão na cadeia de isoladores $v_I(t)$ é apresentada na Figura 3.3(b) e resulta da diferença entre os surtos da Figura 3.3(a) somada à tensão de serviço V_{PF} do condutor fase no instante da incidência da descarga. Usualmente, considera-se que o valor médio dessa tensão é igual a 0,83 vezes o valor de pico da tensão fase-terra. O valor de pico V_I dessa tensão é:

$$\begin{aligned} V_I &= (V_{TA} - CV_{TT}) + V_{PF} = IK_V [K_{TA} - CK_{TT}] + V_{PF} \\ &= IK_V \left[R_e(1 - C) + \alpha_T Z_T \frac{(T_A - CT_T)}{t_f} \right] + V_{PF} \end{aligned} \quad (3.22)$$

3.2.3 Determinação da ruptura do isolamento

A metodologia do CIGRÉ adota como critério para a determinação da ruptura de isolamento a tensão crítica disruptiva para uma onda não-padronizada (CFO_{NS} , do inglês *critical flashover overvoltage non-standard*). O CFO_{NS} corresponde ao CFO^4 calculado para ondas com formato diferente do impulso padrão – 1,2/50 μ s. Segundo esse critério, caso o valor de pico da tensão resultante na cadeia de isoladores (V_I) supere o CFO_{NS} haverá *backflashover*. Portanto, substituindo V_I na Equação (3.22) pelo CFO_{NS} , é possível obter a corrente crítica (I_C) para a qual há ruptura do isolamento da cadeia de isoladores.

$$I_C = \frac{CFO_{NS} - V_{PF}}{K_V [R_e(1 - C) + \alpha_T Z_T (T_A - CT_T)/t_f]} \quad (3.23)$$

onde o CFO_{NS} é obtido multiplicando o CFO por um fator que considera a constante de tempo da cauda da onda de tensão (τ) e a tensão de serviço (V_{PF}). Esse fator é apresentado na Equação (3.24):

$$CFO_{NS} = \left(0,977 + \frac{2,82}{\tau}\right) \left(1 - 0,2 \frac{V_{PF}}{CFO}\right) CFO \quad (3.24)$$

3.2.4 Cálculo da taxa de desligamentos

De acordo com (CIGRÉ, 1991), o número de descargas atmosféricas que incidem na linha N_L pode ser calculado como:

$$N_L = \frac{N_g}{10} (2R_a + d_{PR}) \quad (3.25)$$

onde N_g é a densidade local de descargas, R_a é o raio de atração e d_{PR} é a distância entre os cabos para-raios. Caso a linha apresente apenas um condutor de blindagem, d_{PR} será igual a zero. Segundo (VISACRO, 2005), o raio de atração é a distância estimada entre uma estrutura

⁴ Tensão crítica disruptiva para ondas impulsivas padronizadas (1,2/50 μ s). Em inglês, CFO – *critical flashover overvoltage*. O CFO corresponde ao valor de pico de uma tensão impulsiva padrão que tem uma probabilidade de 50% de resultar em uma descarga disruptiva no isolamento submetido a essa tensão.

(linha de transmissão, por exemplo) e um canal descendente, a partir da qual poderá ocorrer conexão entre este e o canal ascendente que se origina na estrutura. A expressão para o raio de atração sugerida pelo CIGRÉ deriva dos estudos de ERIKSSON (1987) e tem a forma:

$$R_a = 14H_t^{0,6} \quad (3.26)$$

onde H_t é a altura média da linha de transmissão.

Sendo assim, a BFR é determinada pela multiplicação da probabilidade da corrente crítica ser excedida multiplicada pelo número de descargas que incidem na linha N_L e pelo fator 0,6. Como a corrente crítica depende do tempo de frente da corrente de descarga incidente na torre, o cálculo da BFR deve considerar todos os tempos de frente possíveis. Assim, a equação para cálculo da BFR em formato integral é escrita como:

$$BFR = 0,6N_L \int_0^{\infty} \int_{I_C}^{\infty} f(I|t_f)f(t_f)dI dt_f \quad (3.27)$$

onde $f(I/t_f)$ é a função densidade de probabilidade condicional do valor de pico de corrente para um dado tempo de frente e $f(t_f)$ é a função densidade de probabilidade do tempo de frente.

A metodologia do CIGRÉ sugere uma simplificação no cálculo da taxa de desligamentos ao adotar um único tempo de frente relativo à onda de corrente. Dessa forma, a Equação (3.27) é reescrita como:

$$BFR = 0,6N_L \int_{I_C}^{\infty} f(I)dI \quad (3.28)$$

Outra simplificação sugerida pelo CIGRÉ corresponde à adoção da Equação (3.29) para cálculo da corrente crítica nos casos em que se consideram torres com altura inferior a 50 metros.

$$I_C = \frac{CFO_{NS} - U_{PF}}{R_e(1 - C)} \quad (3.29)$$

3.3 Metodologia do IEEE para a avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas

3.3.1 Onda da corrente de retorno da descarga atmosférica

A metodologia do IEEE considera que a descarga atmosférica incidente na torre da linha de transmissão apresente uma onda de corrente de retorno com formato triangular. A amplitude da corrente varia de acordo com a distribuição de probabilidade cumulativa obtida a partir da Equação (3.30).

$$P(I_p > I) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I}{31}\right)^{2,6}} \quad (3.30)$$

3.3.2 Representação dos condutores e da torre

Assim como a metodologia do CIGRÉ, a metodologia do IEEE representa condutores e torre por meio de impedâncias de surto. No caso dos condutores, supõe-se que, em um feixe, todos os N subcondutores sejam substituídos por um único condutor equivalente. Desse modo, o raio equivalente (r_{eq}) desse condutor é dado por:

$$r_{eq} = \sqrt[N]{r_{11}r_{12}r_{13} \dots r_{1N}} \quad (3.31)$$

onde r_{11} é o raio do subcondutor 1 e r_{1N} é a distância deste a um outro subcondutor N . Caso haja apenas um único condutor, o raio equivalente do feixe será o raio do próprio condutor.

Além disso, é possível representar a ocorrência do efeito corona em torno dos condutores. Este efeito é representado por meio da Equação (3.32), sendo Z_s a impedância de surto, h_c a altura do condutor e R_c o raio de corona.

$$Z_s = 60 \sqrt{\ln \frac{2h_c}{r_{eq}} \ln \frac{2h_c}{R_c}} \quad (3.32)$$

O raio de corona é determinado com o auxílio da Equação (3.33). O valor de campo elétrico crítico (E_o) tradicionalmente adotado para início do fenômeno é 1500 kV/m e V_c

corresponde à tensão no condutor. De acordo com a metodologia do IEEE, para estudos de *backflashover*, o valor dessa tensão corresponde a 1,8 vezes o *CFO* dos isoladores para uma onda de tensão com tempo de frente igual a 2 μ s.

$$R_C \ln \frac{2h}{R_C} = \frac{V_C}{E_o} \quad (3.33)$$

Já a torre é representada como uma linha de transmissão vertical com comprimento igual à altura. Considera-se que a velocidade de propagação das ondas de tensão e corrente na torre seja igual a 85% da velocidade da luz. Essa redução de velocidade corresponde ao tempo de atraso promovido pelas estruturas da torre, como treliças e braços, por exemplo. A impedância de surto pode ser determinada de acordo com o tipo de torre. Formulações para três tipos de estruturas são indicadas na Figura 3.4.

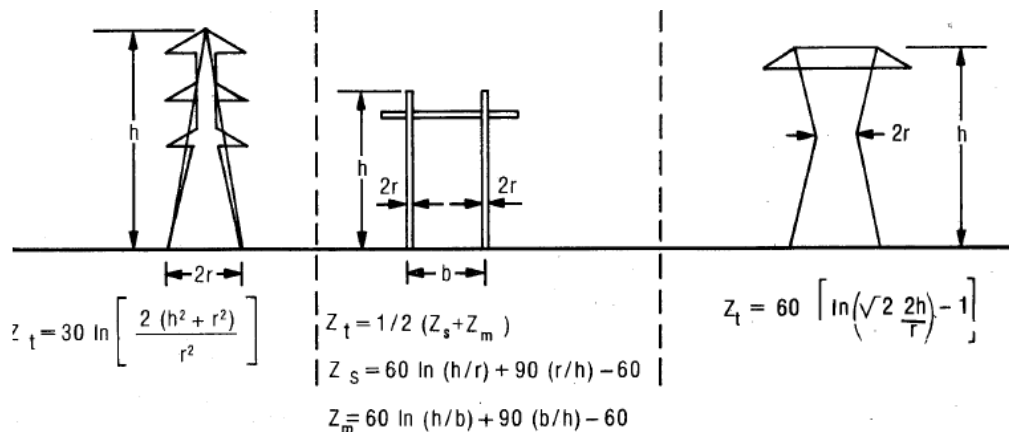


Figura 3.4 – Impedâncias de surto para três tipos diferentes estruturas de linhas de transmissão. Retirada de (ANDERSON, 1982).

3.3.3 Aterramento elétrico das torres

O aterramento das torres é modelado por meio de sua resistência elétrica medida em baixas frequências e para baixas amplitudes de corrente (R_o). Entretanto, sabe-se que na prática, uma linha de transmissão não apresenta um único valor R_o constante ao longo do seu comprimento L . A metodologia do IEEE apresenta uma forma simples para considerar o efeito da distribuição dos valores de resistência de aterramento ao longo da linha na taxa de desligamento por *backflashover* (*BFR*), que consiste em dividir a linha em várias seções com

comprimento L_n e avaliar cada trecho separadamente considerando um valor médio de resistência de aterramento. Dessa forma, a BFR total será uma média ponderada das taxas de *backflashover* calculadas em cada trecho (BFR_n).

$$BFR = \frac{BFR_1 L_1 + BFR_2 L_2 + \dots + BFR_n L_n}{L} \quad (3.34)$$

Vale destacar que, ao contrário da metodologia do CIGRÉ, o efeito de ionização do solo no valor da resistência de aterramento não é considerado pela metodologia do IEEE.

3.3.4 Cômputo das tensões no topo da torre e na cadeia de isoladores

Com base na teoria de ondas viajantes, são desenvolvidas equações para cálculo das sobretensões nos pontos de interesse em determinados instantes de tempo. A tensão no topo da torre $V_T(t)$ é definida pela Equação (3.35).

$$V_T(t) = Z_I I(t) - Z_o \sum_{n=1}^N [I(t - 2n\tau_T) \psi^{n-1}] \quad (3.35)$$

Para o cálculo dessa tensão, consideram-se:

- A corrente da descarga $I(t)$;
- A corrente $I(t - 2n\tau_T)$, sendo n o número de onda;
- A impedância vista pela corrente de descarga (Z_I):

$$Z_I = \frac{Z_S Z_T}{Z_S + 2Z_T} \quad (3.36)$$

- A impedância de onda (Z_o):

$$Z_o = \left[\frac{2Z_S^2 - Z_S}{(Z_S + 2Z_T)^2} \right] \left[\frac{Z_T - R}{Z_T + R} \right] \quad (3.37)$$

- A contribuição das reflexões por meio da constante ψ :

$$\psi = \frac{[2Z_T - Z_S][Z_T - R]}{[Z_S + 2Z_T][Z_T + R]} \quad (3.38)$$

- O número de reflexões N .

A tensão no pé da torre $V_R(t + \tau_T)$ pode ser calculada pela Equação (3.39).

$$V_R(t + \tau_T) = \frac{2R}{Z_T + R} Z_I \sum_{n=0}^N [I(t - 2n\tau_T)\psi^n] \quad (3.39)$$

Já a sobretensão no braço da torre $V_{PN}(t + \tau_{PN})$ é dada pela Equação (3.40).

$$V_{PN}(t + \tau_{PN}) = V_R(t + \tau_T) + \frac{h - Y_n}{h_T} [V_T(t) - V_R(t + \tau_T)] \quad (3.40)$$

onde h é a altura da torre e Y_n é a distância do topo ao braço da torre.

Finalmente, a sobretensão na cadeia de isoladores pode ser calculada utilizando a Equação (3.41).

$$V_{SN}(t + \tau_{PN}) = V_{PN}(t + \tau_{PN}) - CV_T(t + \tau_{PN}) \quad (3.41)$$

3.3.5 Determinação da ruptura de isolamento

A condição de ruptura do isolamento é aferida com base em Curvas Tensão-Tempo (V-T) das cadeias de isoladores da linha de transmissão. Essas curvas relacionam a tensão disruptiva com o tempo decorrido até a disrupção. A Figura 3.5 apresenta uma série de curvas V-T para um determinado isolador. Tais curvas descrevem a suportabilidade do isolador para um impulso de tensão padronizado (1,2/50 μ s). O valor de pico desse impulso é apresentado como uma função do tempo para ruptura de isolamento. A metodologia do IEEE considera que se a sobretensão resultante na cadeia de isoladores (linha pontilhada) tocar alguma curva V-T haverá ruptura do isolamento. Assim, cadeias de isoladores com comprimento inferior a 3 m submetidas à onda de sobretensão V_S ilustrada na Figura 3.5 sofrerão ruptura de isolamento.

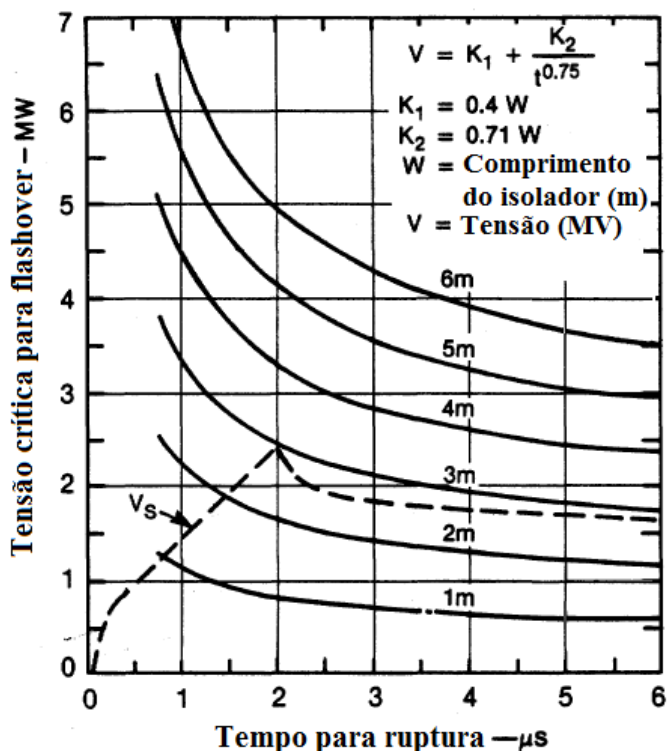


Figura 3.5 – Curvas V-T para diferentes comprimentos de isoladores e uma forma de onda de sobretensão.
Adaptada de (IEEE, 1985).

A tensão crítica disruptiva (V_d) pode ser obtida a partir da Equação (3.42), sendo L o comprimento da cadeia de isoladores.

$$V_d = 0,4L + \frac{0,71L}{t^{0,75}} \quad (3.42)$$

A partir da tensão crítica disruptiva (V_d) e da tensão resultante na cadeia de isoladores (V_{SN}) pode-se calcular a amplitude da corrente de descarga que levará a um *backflashover*. Essa corrente crítica (I_C) é dada pela Equação (3.43) – em p.u.

$$I_C = \frac{V_d}{V_{SN}} \quad (3.43)$$

3.3.6 Efeito da tensão de serviço

A tensão em regime permanente senoidal deve ser considerada nos cálculos da corrente crítica. Para isso, o valor de I_C calculado com a Equação (3.43) é multiplicada por um fator que envolve a amplitude da tensão fase-terra (V_{PF}), o ângulo da tensão de serviço no

momento da incidência da descarga (θ), o ângulo de fase (α), o qual pode adotar um dos seguintes valores: 0° , -120° ou 120° e a tensão crítica V_d . Assim, um novo valor de corrente crítica (I'_C) é obtido pela Equação (3.44).

$$I'_C = \left[\frac{V_d - V_{PF} \sin(\theta - \alpha)}{V_d} \right] I_C \quad (3.44)$$

Efetuada o cálculo da corrente crítica para as três fases, determina-se então um valor médio (\bar{I}'_C), o qual será empregado na avaliação da taxa de desligamentos da linha de transmissão. A probabilidade de uma corrente de descarga ultrapassar a corrente crítica média é dada pela Equação (3.45).

$$P(I > \bar{I}'_C) = \frac{1}{1 + \left(\frac{\bar{I}'_C}{31} \right)^{2,6}} \quad (3.45)$$

3.3.7 Cálculo da taxa de desligamentos

A metodologia do IEEE sugere a utilização do nível isoceráunico⁵ para estimar o número de descargas que incidem na linha de transmissão por 100 km por ano (N_L). Tal estimativa pode ser realizada por meio da Equação (3.46).

$$N_L = 0,004T^{1,35}(d_{PR} + 4H_T)^{1,09} \quad (3.46)$$

onde H_T é a altura média da linha e d_{PR} é a separação entre os cabos para-raios, ambas em metros. A altura média da linha pode ser calculada como a altura dos cabos para-raios na torre menos dois terços da flecha a meio de vão.

Dessa forma, é possível calcular o número de desligamentos por *backflashover* por 100 km de linha por ano utilizando a Equação (3.47). O fator 0,6 corresponde ao efeito de considerar a incidência de descargas atmosféricas somente na torre.

$$BFR = 0,6N_L P(I > \bar{I}'_C) \quad (3.47)$$

⁵ Número médio de dias de trovoada por ano (T) da região de interesse.

3.4 Metodologia Mista (HEM/DE) para a avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas

Finalmente, apresenta-se também uma terceira metodologia para o cálculo do número de desligamentos de linhas de transmissão por backflashover. Esta metodologia faz uso do Modelo Eletromagnético Híbrido – HEM, do inglês *Hybrid Eletromagnetic Model* (VISACRO e SOARES, 2005) para cálculo das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores decorrentes da incidência direta de uma descarga atmosférica na linha de transmissão e do Método DE para avaliação da suportabilidade do isolamento e foi denominada Metodologia Mista (HEM/DE).

O HEM permite um elaborado cálculo das sobretensões em qualquer ponto do sistema elétrico simulado. Para a avaliação do desempenho da linha de transmissão frente às descargas atmosféricas, os pontos de interesse são aqueles correspondentes às cadeias de isoladores. Dessa forma, as sobretensões nesses pontos são obtidas e o Método DE é aplicado às ondas resultantes para avaliação da ocorrência de ruptura do isolamento. Maiores detalhes a respeito do emprego do Método DE são apresentados no Capítulo 4 desta dissertação.

3.5 Comentários gerais

Em relação à representação da forma de onda da corrente de descarga, a metodologia do CIGRÉ faz referência à necessidade de representar a concavidade pronunciada típica de ondas de corrente de primeira descarga. Contudo, o desenvolvimento dos cálculos das tensões de interesse apresentado na metodologia é realizado a partir de uma onda de corrente cuja frente é linear (formato triangular). O tempo de frente dessa onda pode ser o t_{d30} ⁶ ou o tempo de frente mínimo equivalente (t_m) da onda representativa da corrente de descarga cuja frente é côncava. Esse tempo de frente é dado por:

$$t_m = \frac{I_p}{S_m} \quad (3.48)$$

⁶ t_{d30} é o tempo de frente obtido a partir do parâmetro T_{30} , que corresponde ao intervalo de tempo decorrido entre 30% e 90% do valor de pico da onda. Para obter o tempo de frente t_{d30} , basta dividir T_{30} por 0,6 (VISACRO, 2005).

onde I_p é o valor de pico da onda de corrente e S_m é o valor de derivada máxima dessa onda. O CIGRÉ sugere duas expressões para cálculo dessa derivada em função do valor de pico da corrente:

$$S_m = \begin{cases} 12,0I_p^{0,171}, & 3 \leq I_p \leq 20 \text{ kA} \\ 6,5I_p^{0,376}, & I_p > 20 \text{ kA} \end{cases} \quad (3.49)$$

Esse tempo de frente, normalmente, é menor que o tempo de frente t_{d30} e sua utilização representa uma aproximação conservadora, visto que a sobretensão resultante terá maior valor de pico.

Já a metodologia do IEEE sugere a utilização de um tempo de frente relacionado à máxima derivada da onda de corrente representativa. Na definição da forma de onda a ser utilizada para os cálculos, a inclinação da rampa de subida deve coincidir com a máxima inclinação da frente de onda representativa, a qual apresenta como valor mediano para a derivada máxima 24 kA/ μ s. A Equação (3.50) fornece a probabilidade de uma onda de corrente apresentar derivada máxima maior do que um determinado valor.

$$P(S_m > dl/dt) = \frac{1}{1 + \left(\frac{dl/dt}{24}\right)^4} \quad (3.50)$$

A partir dessa expressão e da Equação (3.30), que apresenta a probabilidade do valor de pico de uma corrente exceder o determinado valor, traçou-se a curva que relaciona a derivada máxima com a amplitude da corrente (Figura 3.6). Dessa forma, adotando-se um determinado valor de pico, o ponto correspondente no gráfico indicará o tempo de frente da onda de corrente. O IEEE recomenda a utilização de valores na faixa entre 1,5 μ s e 2,5 μ s, pois, de acordo com a Figura 3.6, esses tempos de frente correspondem a amplitudes de corrente na faixa entre 50 kA e 200 kA, a qual inclui os valores típicos de corrente crítica para estudos de *backflashover*.

Em relação ao fenômeno da ionização do solo, a metodologia do CIGRÉ computa o seu efeito promovendo a alteração do valor da resistência de aterramento. Por meio das Equações (3.11) e (3.12), é possível calcular a redução desse parâmetro em função da intensidade de corrente que percorre o aterramento. Maiores detalhes a respeito da representação desse fenômeno são apresentados no Capítulo 4. Por outro lado, a metodologia

do IEEE não faz referência ao cômputo do efeito da ionização do solo no cálculo do desempenho de linhas de transmissão.

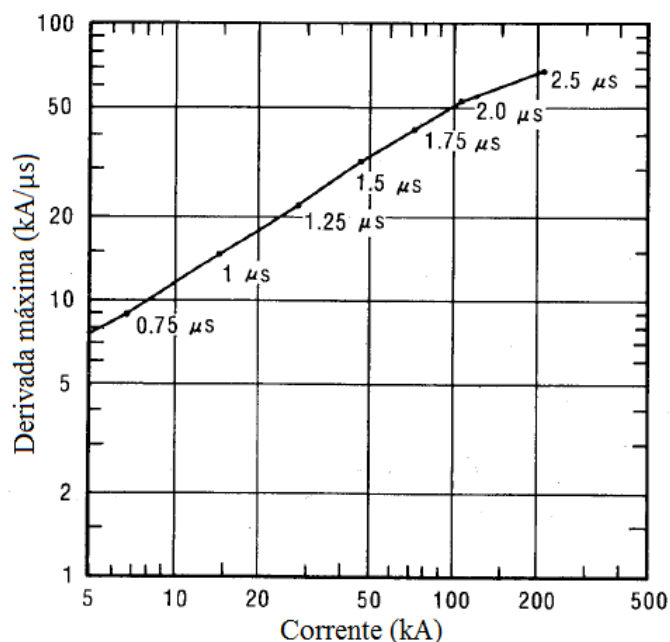


Figura 3.6 – Relação entre o valor de pico e a derivada máxima da corrente. Adaptada de (ANDERSON, 1982).

No cálculo da corrente crítica, a metodologia do CIGRÉ considera de forma simplificada a tensão de serviço – Equação (3.23). Essa tensão é subtraída do valor de CFO_{NS} para a sobretensão de interesse. Assim, computa-se um efeito médio de V_{PF} em apenas um condutor fase, cuja tensão pode estar no semi-ciclo positivo, no semi-ciclo negativo ou ser nula no instante da incidência da descarga. A metodologia do IEEE trata o efeito da tensão de serviço de forma mais elaborada, considerando a corrente crítica das três fases e calculando uma média desse valor.

Em relação ao valor de pico da corrente, a Figura 3.7 ilustra a diferença entre as distribuições de probabilidade dessa grandeza. De acordo com os gráficos, na faixa entre 20 kA e 90 kA, as curvas são praticamente coincidentes e indicam que a probabilidade de uma descarga apresentar uma corrente de retorno menor do que 20 kA é igual a 25%. Já a probabilidade de uma descarga apresentar uma corrente de retorno maior do que 90 kA é igual e 5%. Para valores de corrente fora dessa faixa, a distribuição do CIGRÉ indica uma menor probabilidade de ocorrência de correntes mais elevadas.

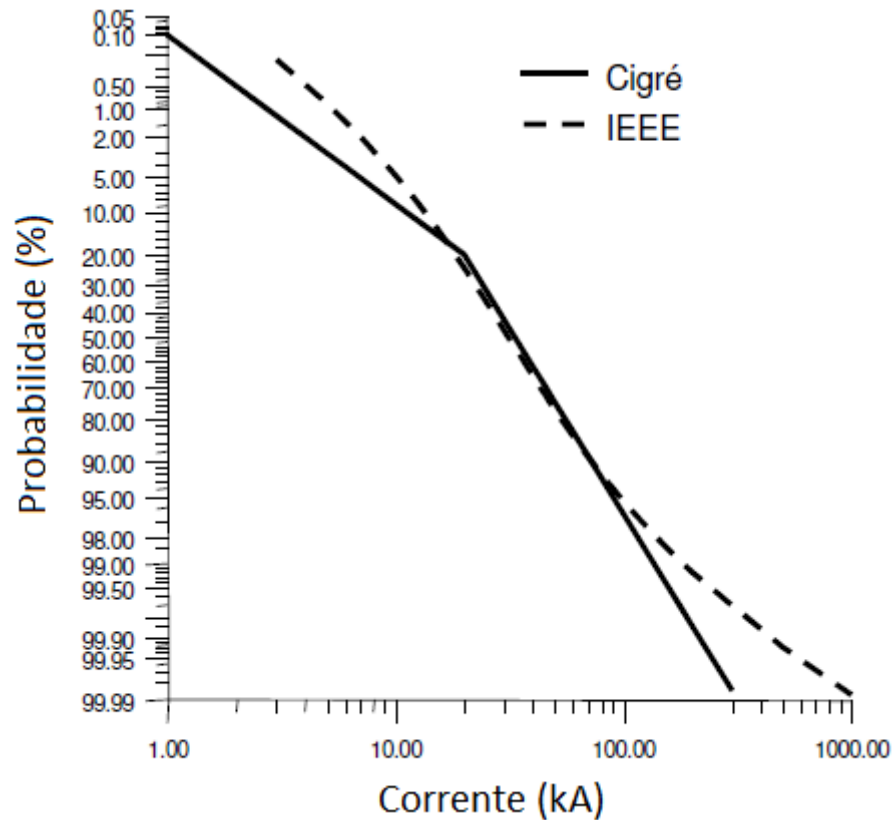


Figura 3.7 – Comparação entre as distribuições do valor de pico da corrente de descarga atmosférica adotadas pelo CIGRÉ e IEEE. Adaptada de (NUCCI, 2009).

Em termos do critério para estimar a ruptura do isolamento de linhas de transmissão, o CIGRÉ sugere uma expressão para cálculo da tensão crítica disruptiva – Equação (3.24). Já o IEEE utiliza a curva V-T para a determinação de V_d e, conseqüentemente, da ocorrência de ruptura do isolamento. Alguns dos principais métodos para estimar a ocorrência de rupturas do isolamento de linhas de transmissão são abordados no Capítulo 4.

Finalmente, as torres e os condutores das linhas das LTs são representados por meio da impedância de surto. Para a torre, o CIGRÉ sugere a Equação (3.3) para estimar a impedância de surto da torre. Porém, no desenvolvimento da formulação considera-se que Z_T é igual à metade da impedância de surto dos cabos para-raios. Já o IEEE sugere algumas expressões para cálculo dessa impedância de acordo com o formato da torre. Para os condutores, o cálculo é realizado utilizando a formulação tradicional apresentada na literatura.

A Tabela 3.1 resume as principais diferenças observadas entre as metodologias do CIGRÉ e do IEEE.

Tabela 3.1 – Diferenças entre as metodologias CIGRÉ e IEEE para cálculo do número de desligamentos de linhas de transmissão por *backflashover*.

| Parâmetro/Fenômeno | CIGRÉ | IEEE |
|---|---|---|
| Tempo de frente | t_{d30} ou t_m | Figura 3.6 |
| Ionização do solo | Considera | Não considera |
| Tensão de serviço | Considera de forma simplificada. | Considera de forma elaborada. |
| Número de fases avaliado para a condição crítica | 1 | 3 |
| Probabilidade de ocorrência de um valor de pico da corrente | Integra a função densidade de probabilidade. | Adota uma equação simplificada. |
| Tensão crítica disruptiva | CFO_{NS} | Curva V-T |
| Forma de onda da corrente de retorno | Faz comentário a respeito da concavidade da onda representativa, mas utiliza uma rampa. | Formato em rampa. |
| Impedância de surto da torre | Apresenta equação para cálculo, mas considera um valor igual à metade do valor da impedância de surto dos cabos para-raios. | Sugere expressões para o cálculo de acordo com o tipo da torre. |

4 Avaliação de Diferentes Abordagens para Cômputo do Efeito de Ionização do Solo e Critério para Ruptura de Isoladores

4.1 Introdução

Conforme apresentado no Capítulo 3, as metodologias tradicionais utilizadas para o cálculo do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas adotam diversas simplificações de modo a terem expedita a determinação de tal desempenho. Essas simplificações se referem não apenas ao cálculo da sobretensão na linha de transmissão, como também à representação de fenômenos físicos relativos ao problema, além do método para definição de ocorrência de ruptura do isolamento dessas linhas. No presente capítulo, serão descritas algumas das simplificações adotadas em relação à representação do aterramento e de alguns métodos para a definição da ocorrência de descargas disruptivas na cadeia de isoladores.

4.2 Representação do efeito do aterramento para o desempenho: Ionização do solo

Conforme destacado no Capítulo 3, o aterramento elétrico da torre da linha de transmissão tem papel importante na sobretensão resultante na cadeia de isoladores da linha uma vez que a impedância de aterramento afeta o comportamento da reflexão da onda de tensão que se propaga em direção ao topo da torre atingida pela descarga atmosférica. Dessa forma, a representação da resposta do aterramento elétrico frente às correntes de descargas é fundamental para o desenvolvimento de uma correta avaliação do desempenho de linhas de transmissão.

O efeito da variação dos parâmetros do solo (resistividade e permissividade elétrica) com a frequência e do processo de ionização são fenômenos relevantes capazes de modificar o comportamento do aterramento elétrico em termos do seu valor de impedância. A metodologia apresentada em (CIGRÉ, 1991) comenta a respeito da importância de se considerar o efeito da variação dos parâmetros do solo com a frequência e a necessidade do desenvolvimento de trabalhos que abordem esse tema. Nos últimos anos, a literatura tem apresentado alguns trabalhos que buscam avaliar o impacto desse fenômeno na taxa de desligamento de linhas de transmissão (VISACRO *et al.*, 2012) e (SILVEIRA *et al.*, 2012c).

Contudo, a metodologia do CIGRÉ considera apenas o fenômeno da ionização do solo no cálculo do desempenho de LTs, sendo esse efeito representado com base em uma formulação analítica. Assim, esta seção tem como objetivo abordar o processo de ionização do solo e seu efeito no aterramento da linha e discutir a formulação proposta pelo CIGRÉ.

4.2.1 Processo de ionização do solo

Sabe-se que o solo apresenta um comportamento linear para uma ampla faixa de amplitudes de corrente. Entretanto, quando correntes muito intensas fluem através do aterramento, a densidade de corrente nas proximidades da superfície do eletrodo pode resultar em um campo elétrico nessa região capaz de exceder um limite crítico, resultando em um processo de ionização, que consiste na formação de canais de descargas elétricas disruptivas

nas proximidades dos eletrodos de aterramento (VISACRO, 2007b). A Figura 4.1 apresenta de forma simplificada a formação desses canais.

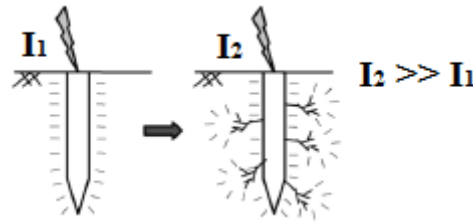


Figura 4.1 – Formação dos canais de descargas elétricas disruptivas. Retirada de (HILEMAN, 1999).

A formação dos canais ionizados equivale ao aumento da área de dispersão de corrente para o solo. Isso facilita a dissipação da corrente e faz com que haja uma redução da impedância de aterramento. De acordo com (HILEMAN, 1999), pode-se representar esse efeito alterando-se o valor de resistência de aterramento.

A partir do arranjo de eletrodos indicado pela , define-se uma zona de ionização formada ao redor da malha de aterramento (HILEMAN, 1999). Com a evolução dos canais ionizados, a forma dessa zona de ionização torna-se mais esférica.

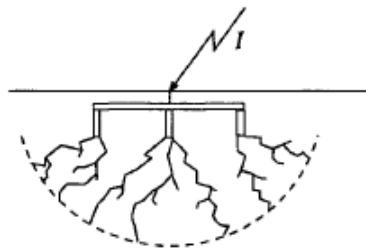


Figura 4.2 – Evolução dos canais ionizados e estabelecimento da zona de ionização. Retirada de (HILEMAN, 1999).

Dessa forma, quando percorrida por correntes de elevada intensidade, a malha de aterramento pode ser modelada como um único eletrodo hemisférico. A resistência de aterramento R_0 para baixas amplitudes de corrente e em baixas frequências de um eletrodo hemisférico com raio r_0 enterrado em um solo de resistividade ρ é dada pela Equação (4.1).

$$R_0 = \frac{\rho}{2\pi r_0} \quad (4.1)$$

A densidade de corrente J a uma distância r a partir do hemisfério e o campo elétrico E para uma corrente injetada I_T podem ser calculados pelo meio das Equações (4.2) e (4.3), respectivamente.

$$J = \frac{I_T}{2\pi r^2} \quad (4.2)$$

$$E = \frac{\rho I_T}{2\pi r^2} \quad (4.3)$$

Utilizando as expressões acima, é possível reescrever a Equação (4.1) em função do campo elétrico e da corrente que percorre o aterramento.

$$R_i = \sqrt{\frac{E\rho}{2\pi I_T}} \quad (4.4)$$

Sabe-se que o processo de ionização somente tem início quando o campo elétrico E atinge o valor crítico E_C . Esse campo estabelece um determinado valor de corrente I_i a partir do qual se observa o início do processo. Tal valor é dado pela Equação (4.5).

$$I_i = \frac{E_C \rho}{2\pi R_0^2} \quad (4.5)$$

Logo, é possível estabelecer uma relação entre a resistência de aterramento na condição de ionização – Equação (4.4) – e a resistência de aterramento para baixas amplitudes de corrente e em baixas frequências. Tal relação é fornecida pela Equação (4.6).

$$R_i = \frac{R_0}{\sqrt{1 + I_T/I_i}} \quad (4.6)$$

4.2.2 Efeito da ionização do solo no valor de resistência de aterramento

De acordo com as Equações (4.5) e (4.6), a representação do efeito da ionização do solo no aterramento é feita por meio da redução da resistência de aterramento. Com o objetivo

de avaliar quantitativamente essa redução, simulações sistemáticas foram realizadas com essas expressões para diversas condições de resistência de aterramento, resistividade do solo e valor de campo elétrico crítico. As análises foram divididas em dois conjuntos. No primeiro, avaliou-se o impacto da resistividade do solo. No segundo, realizou-se a avaliação da influência do campo elétrico crítico. Em todos os casos foram adotados três valores de resistividade do solo: 250 Ωm , 1000 Ωm e 2000 Ωm . Foram escolhidos ainda três valores distintos de resistência de aterramento: 10 Ω , 20 Ω e 30 Ω .

A Figura 4.3 apresenta uma configuração típica para o aterramento de linhas de transmissão. A Tabela 4.1 apresenta os comprimentos L de cada cabo contrapeso necessários para obtenção do valor de resistência de aterramento de acordo com a resistividade do solo.

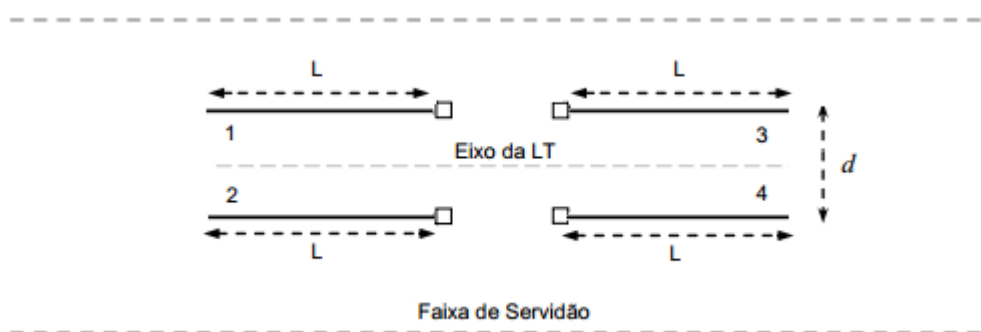


Figura 4.3 – Configuração típica da malha de aterramento para uma torre de linha de transmissão.

Tabela 4.1 – Relação entre os valores de comprimento dos cabos contrapeso e as resistências de aterramento para solos de 250 Ωm , 1000 Ωm e 2000 Ωm .

| ρ (Ωm) | L (m) | | |
|-----------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| | $R_0 = 10 \Omega$ | $R_0 = 20 \Omega$ | $R_0 = 30 \Omega$ |
| 250 | 12 | 5 | 3 |
| 1000 | 79 | 32 | 19 |
| 2000 | 187 | 79 | 47 |

4.2.2.1 Avaliação do efeito da resistividade do solo em termos da redução percentual do valor de resistência de aterramento

Com o objetivo de avaliar o impacto da resistividade do solo, fixou-se o valor de campo elétrico crítico em 400 kV/m. Segundo (CIGRÉ, 1991), a partir desse valor inicia-se o processo de formação dos canais ionizados nas proximidades dos eletrodos de aterramento.

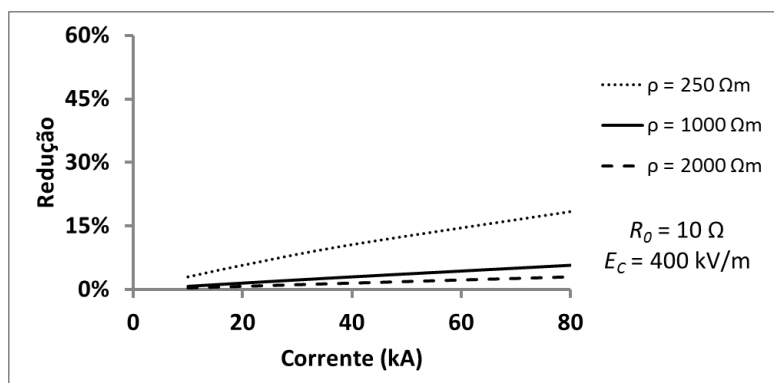
A Figura 4.4 apresenta os gráficos que indicam a redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para diferentes valores de resistividade do solo. Vale salientar que essa é a corrente que percorre o aterramento e é dispersa para o solo.

De acordo com os resultados obtidos, percebe-se que, independente do valor de resistência de aterramento, quanto menor a resistividade do solo, maior é a redução percentual da resistência de aterramento. Isso se deve ao fato de que em solos de baixa resistividade, a corrente necessária para dar início ao processo de ionização é menor, como indica a Equação (4.5). Nesse caso, a ionização do solo será mais intensa ocasionando um efeito de redução da resistência de aterramento mais acentuado. Na Figura 4.4(a), nota-se que para R_0 igual a 10 Ω e uma corrente igual a 40 kA, a resistência de aterramento se reduzirá aproximadamente 10%, 3% e apenas 1% quando ρ for igual a 250 Ωm , 1000 Ωm e 2000 Ωm , respectivamente. Na Figura 4.4(c), para a mesma intensidade de corrente e considerando R_0 igual a 30 Ω , as reduções observadas para a resistência de aterramento são de aproximadamente 45%, 20% e 12%, quando ρ for igual a 250 Ωm , 1000 Ωm e 2000 Ωm , respectivamente.

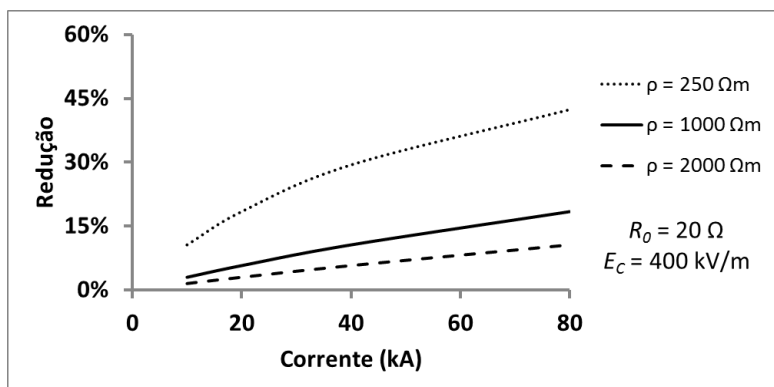
Além disso, o efeito da ionização do solo é mais significativo para valores elevados de resistência de aterramento. Considerando uma corrente de 40 kA e um solo cuja resistividade seja 1000 Ωm , a redução será aproximadamente 3 % para R_0 igual a 10 Ω , 10 % para R_0 igual a 20 Ω e 20 % para R_0 igual a 30 Ω .

Finalmente, conforme esperado, observa-se que a redução de R_0 se torna mais intensa com o aumento do valor de corrente injetada no aterramento. De acordo com a Figura 4.4(b), se uma corrente de 10 kA percorrer o aterramento em um solo de 1000 Ωm , sua resistência, inicialmente igual a 20 Ω , se reduzirá cerca de 3%. Para a mesma resistividade do solo e resistência inicial de 20 Ω , correntes de 20 kA, 40 kA e 80 kA, causam redução de aproximadamente 6%, 10% e 18%, respectivamente. Vale destacar que os valores de corrente

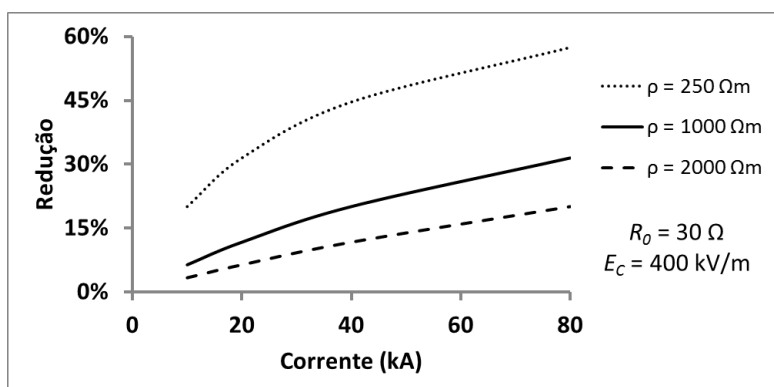
apresentados nos gráficos se referem à corrente que se propaga no aterramento e não à corrente de descarga que atinge a torre.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.4 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente considerando um campo elétrico crítico igual a 400 kV/m: (a) $R_0 = 10 \Omega$, (b) $R_0 = 20 \Omega$ e (c) $R_0 = 30 \Omega$.

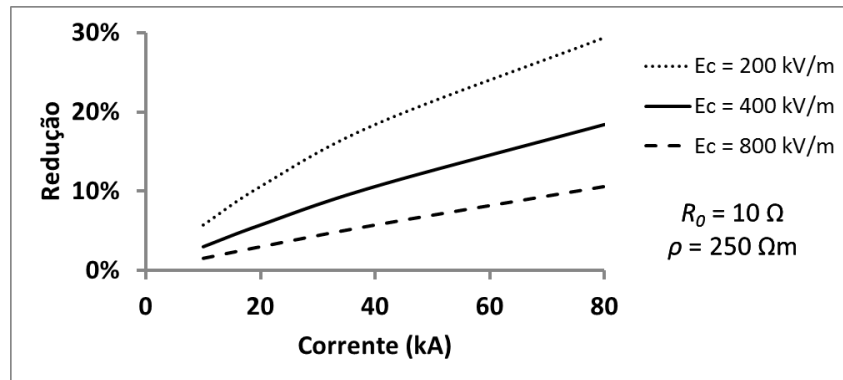
4.2.2.2 Avaliação do efeito do campo elétrico crítico em termos da redução percentual do valor de resistência de aterramento

Para o desenvolvimento desta análise de sensibilidade, três valores de campo elétrico crítico (E_C) foram adotados: 200 kV/m, 400 kV/m e 800 kV/m. Embora o CIGRÉ sugira o valor de 400 kV/m para início do processo de ionização, buscou-se avaliar o impacto causado por campos elétricos inferiores e superiores a esse valor.

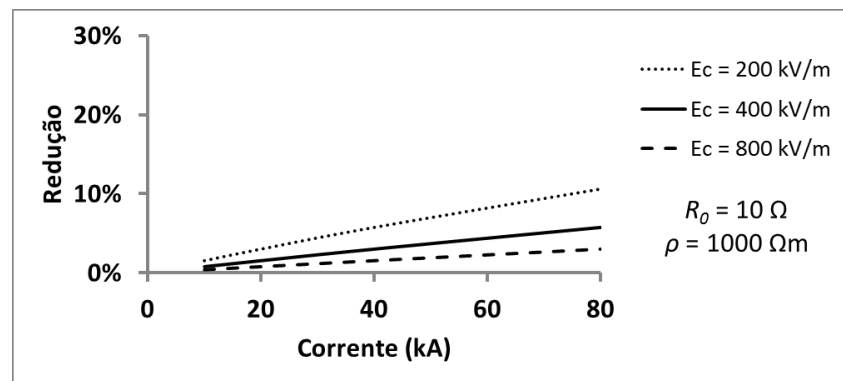
As Figuras 4.5, 4.6 e 4.7 ilustram a redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para diferentes valores de campo elétrico crítico. Os gráficos foram agrupados de acordo com os valores de resistência de aterramento adotados: 10 Ω , 20 Ω e 30 Ω . Assim, cada uma das três figuras apresentadas a seguir é composta por três gráficos, correspondentes aos diferentes tipos de solo avaliados: 250 Ωm , 1000 Ωm e 2000 Ωm .

Conforme indica o gráfico da Figura 4.5(a), considerando um baixo valor de campo elétrico crítico, um solo de baixa resistividade apresentará os maiores percentuais de redução de resistência de aterramento. Isso se deve ao processo de ionização ter seu início facilitado, uma vez que, por conta do baixo valor de E_C , a corrente necessária para dar início ao processo se reduz. Para E_C igual a 200 kV/m, a redução observada é da ordem de 10% para uma corrente de 20 kA e pode atingir aproximadamente 30% caso o aterramento seja solicitado por uma corrente de 80 kA. Por outro lado, caso E_C seja igual a 800 kV/m, verifica-se uma redução de aproximadamente 3% para uma corrente de 20 kA. Caso a corrente seja igual a 80 kA, a redução observada é da ordem de 10%.

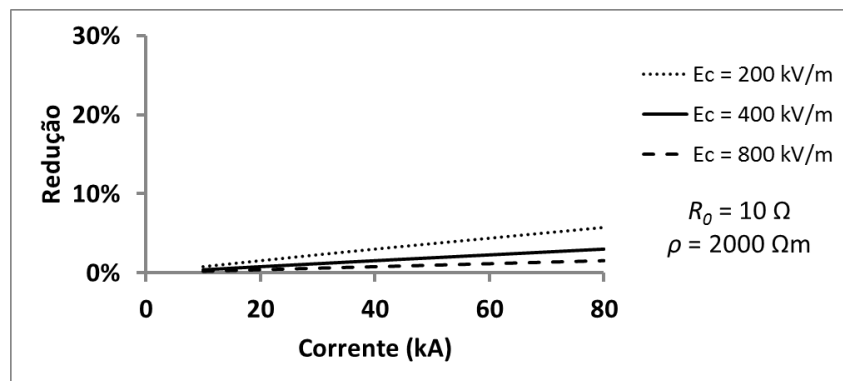
Os gráficos da Figura 4.6 para uma resistência de aterramento igual a 20 Ω apresentam um comportamento semelhante ao observado para R_0 igual a 10 Ω . Em todos os casos, a adoção de um valor de campo elétrico crítico mais baixo promove uma redução da resistência de aterramento mais acentuada. Entretanto, se o valor de campo elétrico crítico for elevado, a redução de R_0 será menor. De acordo com a Figura 4.6(c), a redução da resistência de aterramento para E_C igual a 200 kV/m é igual a 18% quando uma corrente de 80 kA é dispersa para o solo de 2000 Ωm . Se o valor de 400 kV/m for adotado, a redução é de aproximadamente 10% para o mesmo valor de corrente. Contudo, se for considerado o valor de 800 kV/m para iniciar o processo de ionização, a redução será de apenas 6%.



(a)

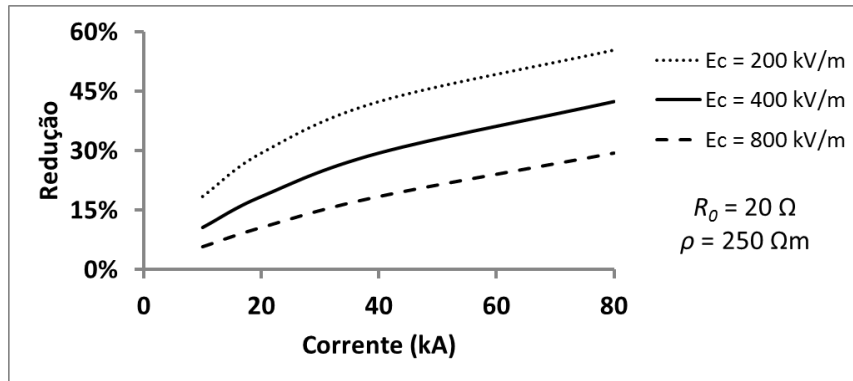


(b)

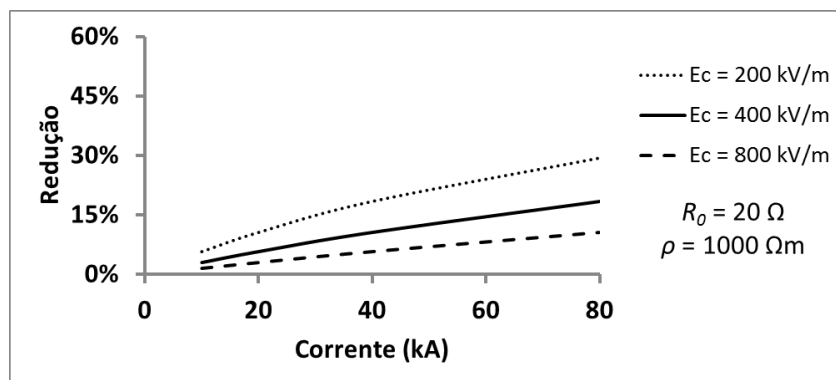


(c)

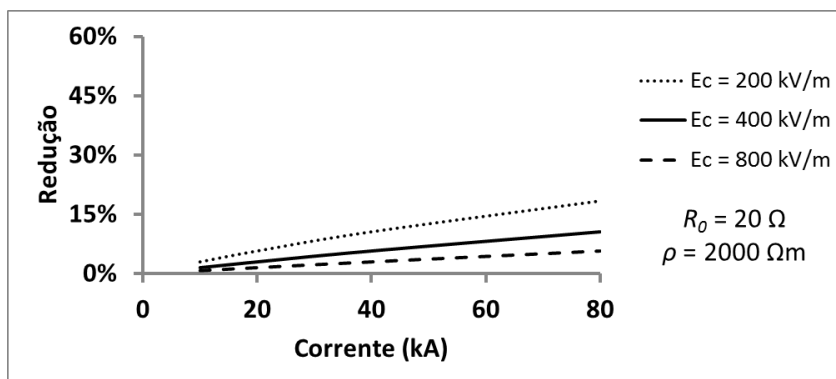
Figura 4.5 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para três valores de campo elétrico crítico considerando R_0 igual a 10Ω e três resistividades do solo: (a) $\rho = 250 \Omega\text{m}$, (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ e (c) $\rho = 2000 \Omega\text{m}$.



(a)



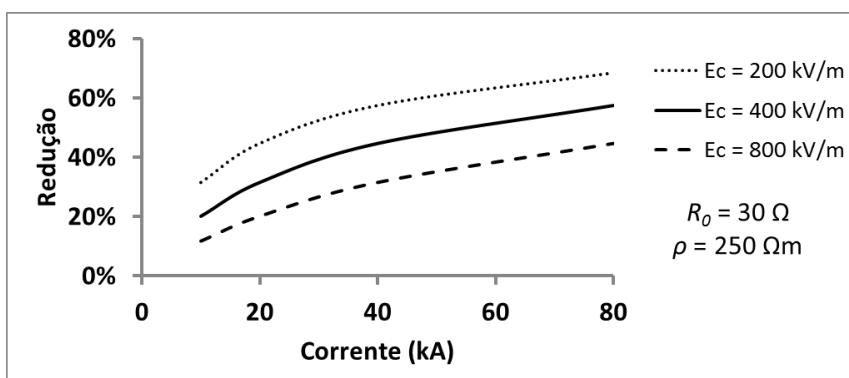
(b)



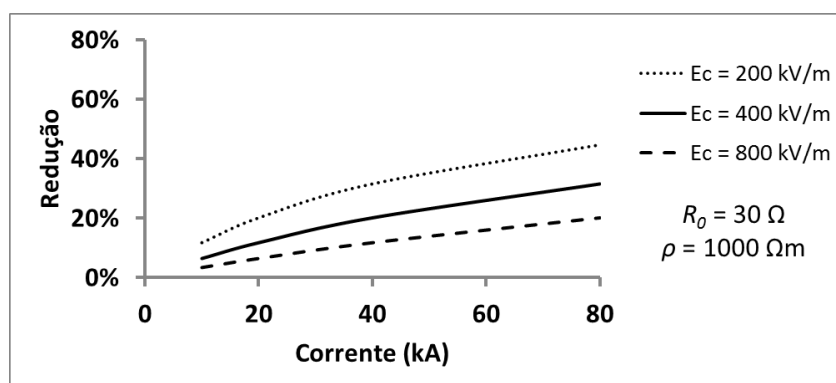
(c)

Figura 4.6 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para três valores de campo elétrico crítico considerando R_0 igual a 20Ω e três resistividades do solo: (a) $\rho = 250 \Omega\text{m}$, (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ e (c) $\rho = 2000 \Omega\text{m}$.

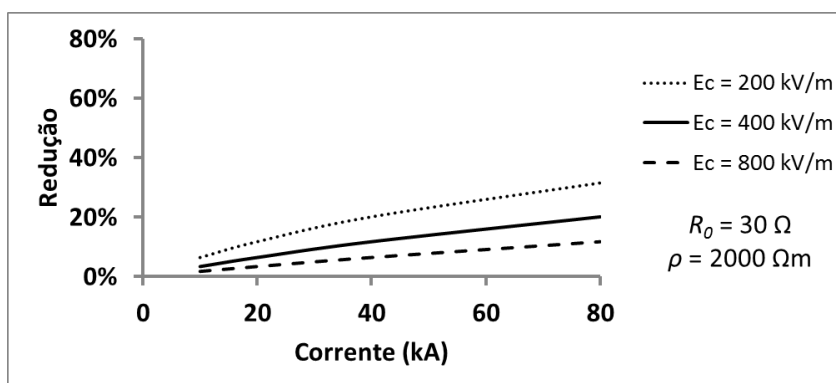
Por fim, a Figura 4.7 apresenta o efeito da ionização do solo para R_0 igual a 30Ω em função da intensidade de corrente para os três valores de campo elétrico crítico.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.7 – Redução percentual da resistência de aterramento em função da intensidade de corrente para três valores de campo elétrico crítico considerando R_0 igual a 30Ω e três resistividades do solo: (a) $\rho = 250 \Omega\text{m}$, (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ e (c) $\rho = 2000 \Omega\text{m}$.

Para uma corrente igual a 20 kA, as curvas da Figura 4.7(a) indicam uma redução de aproximadamente 45% para um campo crítico igual a 200 kV/m. Caso os valores de E_0 sejam 400 kV/m e 800 kV/m as reduções seriam iguais a 32% e 20%, respectivamente. Nos solos de maior resistividade, o efeito da ionização do solo na resistência de aterramento é menos pronunciado, conforme indicam as curvas das Figura 4.6(b) e Figura 4.6(c).

4.2.2.3 Redução da resistência de aterramento a partir do aumento do raio equivalente

Outro modo de se computar a redução da resistência de aterramento em decorrência do efeito de ionização do solo consiste na representação do aumento do raio equivalente do eletrodo. A partir do valor de campo elétrico crítico E_c , calcula-se a densidade superficial de corrente crítica J_c dada pela relação entre esse campo e a resistividade do solo ρ :

$$J_c = \frac{E_c}{\rho} \quad (4.7)$$

Se a densidade de corrente dispersa para o solo ultrapassar esse valor, tem-se o início do processo de formação dos canais ionizados nas proximidades do eletrodo e o consequente aumento da área de dispersão de corrente, o qual pode ser computado por meio de um aumento equivalente da área da seção transversal do eletrodo, admitindo-se duas hipóteses: que a configuração do campo elétrico não seja significativamente distorcida pelo processo de ionização e que o correspondente aumento do raio equivalente varie ao longo do comprimento do condutor (VISACRO, 2007b).

Dessa forma, dividindo-se o eletrodo em n segmentos, o raio equivalente do i -ésimo segmento r_e^i será dado por:

$$r_e^i = \frac{K_i}{2\pi J_c} \quad (4.8)$$

onde K_i é a densidade linear de corrente do i -ésimo segmento, dada pela relação entre o valor de pico da corrente transversal I_t^i e o comprimento do segmento l_{seg}^i :

$$K_i = \frac{I_t^i}{l_{seg}^i} \quad (4.9)$$

Assim, a partir dos novos valores de raio de cada segmento, modifica-se a configuração do aterramento e seu valor de resistência é calculado utilizando o método da aproximação potencial constante.

Adotando a configuração da Figura 4.3, considerou-se um comprimento L igual a 100 m o qual foi dividido em 20 segmentos de 5 m cada. Simulações utilizando o programa HEM – *Hybrid Eletromagnetic Model* (VISACRO e SOARES, 2005) foram realizadas para se determinar o valor de pico da corrente transversal em cada segmento. Considerou-se a injeção de uma corrente cujo valor de pico é igual a 31 kA e cujo tempo para pico é igual a 7,2 μ s. O tempo para pico corresponde ao intervalo de tempo decorrido entre o início da onda e a ocorrência do primeiro pico. A forma de onda da corrente injetada pode ser vista na Figura 4.8.

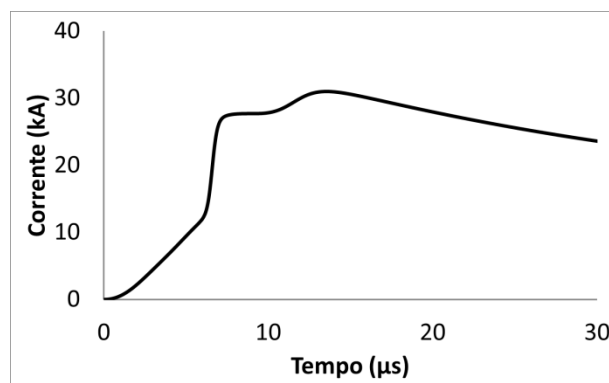


Figura 4.8 – Corrente injetada no aterramento para cálculo da densidade linear de corrente dispersa para o solo e do campo elétrico ao longo dos eletrodos de aterramento. Adaptada de (DE CONTI e VISACRO, 2007)

Essa forma de onda é representativa da mediana das correntes de retorno de uma primeira descarga atmosférica negativa. Esta onda é caracterizada por uma concavidade pronunciada na frente da onda, um crescimento abrupto até o primeiro pico e a presença de um segundo pico de corrente. Detalhes desse tipo de representação são apresentados em (VISACRO, 2004) e (DE CONTI e VISACRO, 2007). Assim, considerou-se que tal corrente injetada no aterramento é proveniente de uma descarga atmosférica que atingiu o topo de uma torre de linha de transmissão e foi totalmente dispersa para o solo.

Considerando que a corrente injetada se divide igualmente entre os quatro eletrodos, foi obtida a corrente transversal de todos os segmentos de apenas um dos cabos contrapeso. A partir do valor de pico dessa corrente em cada segmento, calculou-se a densidade linear (K) da corrente que será dispersa para o solo ao longo do comprimento do eletrodo (Figura 4.9) e calculou-se também o campo elétrico (E) devido à dispersão dessa corrente para o solo ao longo do cabo contrapeso (Figura 4.10).

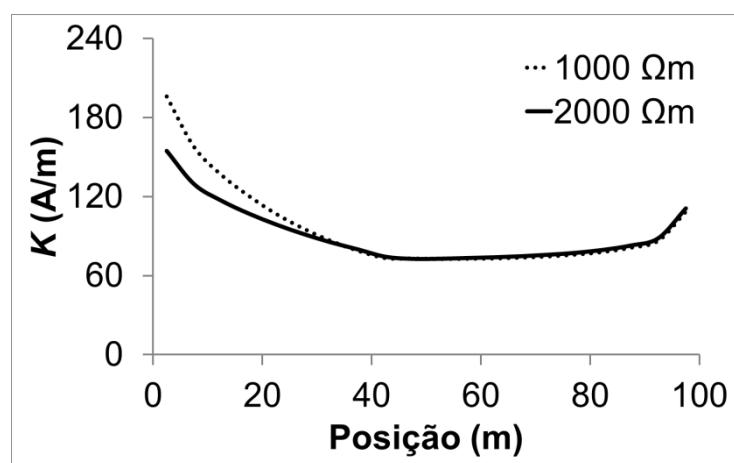


Figura 4.9 – Densidade linear de corrente ao longo do eletrodo em solos de 1000 Ωm e 2000 Ωm

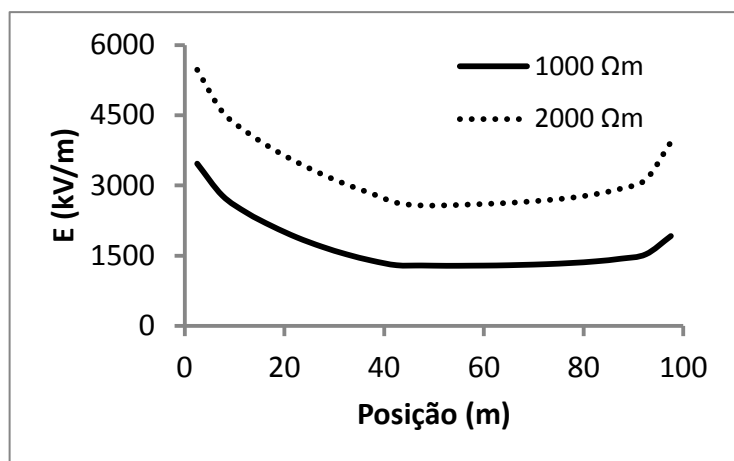


Figura 4.10 – Campo elétrico ao longo do eletrodo em solos de 1000 Ωm e 2000 Ωm .

A Figura 4.9 apresenta uma redução da corrente dispersa para o solo até a metade do comprimento do eletrodo. A partir de 50 m, o valor da densidade linear de corrente torna-se semelhante para ambas as resistividades do solo. É importante notar que no final do eletrodo há um aumento da densidade linear de corrente transversal. Tendo em vista os valores de resistividade do solo considerados, esse aumento possivelmente está relacionado ao fato de o

efeito de propagação e a atenuação das ondas de tensão ao longo do eletrodo não serem tão pronunciados.

A Figura 4.10 mostra o perfil do campo elétrico ao longo dos cabos contrapeso. Percebe-se que no solo de resistividade igual a $1000 \Omega\text{m}$, o campo elétrico apresenta valores menores que aqueles obtidos no solo de resistividade igual a $2000 \Omega\text{m}$. Em ambos os casos, os perfis são suaves e é possível um aumento dos valores de E no final do eletrodo.

Com o objetivo de comparar o efeito da ionização do solo na resistência de aterramento para duas diferentes abordagens, calculou-se a redução desse parâmetro utilizando: (a) as Equações (4.5) e (4.6) adotadas por (CIGRÉ, 1991) e (b) o aumento do raio equivalente. Dois diferentes valores de campo elétrico crítico foram considerados: 400 kV/m e 800 kV/m . As Tabela 4.2 e Tabela 4.3 apresentam os valores calculados para os solos de $1000 \Omega\text{m}$ e $2000 \Omega\text{m}$, respectivamente.

De acordo com os resultados indicados nas Tabela 4.2 e Tabela 4.3, o método do aumento do raio do eletrodo promove uma maior redução nos valores de resistência de aterramento: aproximadamente 7% e 10% para os solos de $1000 \Omega\text{m}$ e $2000 \Omega\text{m}$, respectivamente. Para os campos elétricos críticos simulados, as maiores diferenças entre os valores de resistência de aterramento resultantes de ambas as metodologias são observadas para o menor valor de campo elétrico crítico (400 kV/m): 6% e 8% para os solos de $1000 \Omega\text{m}$ e $2000 \Omega\text{m}$, respectivamente. Para E_c igual a 800 kV/m , as diferenças entre os valores de resistência de aterramento calculados a partir da aplicação de ambas as metodologias são 3% e 5% para os solos de $1000 \Omega\text{m}$ e $2000 \Omega\text{m}$, respectivamente. Apesar dessas diferenças, os valores resultantes da resistência de aterramento pela aplicação das Equações (4.5) e (4.6) ou pela aplicação da metodologia de aumento do raio do eletrodo são muito semelhantes.

Tabela 4.2 – Resistências de aterramento para o solo de 1000 Ωm calculadas utilizando (a) as Equações (4.5) e (4.6) e (b) a metodologia que considera o aumento do raio equivalente do eletrodo.

| R_0 (Ω) | I (kA) | E_C (kV/m) | |
|--------------------|--------------------|--------------|------|
| 8,1 | 31 | 400 | 800 |
| Equações | R_i (Ω) | 7,9 | 8,0 |
| | Redução | 2% | 1% |
| Raio equivalente | R_T (Ω) | 7,5 | 7,8 |
| | Redução | 7% | 4% |
| R_T/R_i | | 0,94 | 0,97 |

Tabela 4.3 – Resistências de aterramento para o solo de 2000 Ωm calculadas utilizando (a) as Equações (4.5) e (4.6) e (b) a metodologia que considera o aumento do raio equivalente do eletrodo.

| R_0 (Ω) | I (kA) | E_C (kV/m) | |
|--------------------|--------------------|--------------|------|
| 16,1 | 31 | 400 | 800 |
| Equações | R_i (Ω) | 15,6 | 15,9 |
| | Redução | 3% | 2% |
| Raio Equivalente | R_T (Ω) | 14,4 | 15,0 |
| | Redução | 10% | 7% |
| R_T/R_i | | 0,92 | 0,95 |

4.2.3 Comentários gerais

Em todas as simulações desenvolvidas no item 4.2.2.3, o processo de ionização foi considerado ao longo de todo o comprimento dos cabos contrapeso, uma vez que os dois valores de campo elétrico crítico considerados nas simulações (400 kV/m e 800 kV/m) são constantes e inferiores aos valores de campo mostrados na Figura 4.10. Entretanto, é importante notar que alguns trabalhos apresentados na literatura indicam que o fenômeno de ionização é dinâmico.

Segundo (LIMA, 2008) e (Oliveira *et al.*, 2012), para a formação dos canais disruptivos é requerido um baixo valor de campo elétrico crítico (cerca de 200 kV/m). Enquanto esses canais evoluem, o campo elétrico necessário para manter o processo aumenta para valores na faixa de 800 kV/m. Isso significa que o processo de ionização não ocorreria na mesma intensidade ao longo do eletrodo, conforme foi considerado nas simulações. A consideração de um campo elétrico crítico menor resulta em uma menor densidade linear de corrente necessária para o início do processo, conforme evidencia a Figura 4.11.

Para um campo elétrico crítico constante e igual a 400 kV/m, o processo inicia-se quando a densidade de corrente dispersa para o solo de 1000 Ω m ultrapassa 23 A/m. Para E_C igual a 800 kV/m, o início do processo ocorre quando a densidade de corrente é superior a 46 A/m considerando o mesmo solo (1000 Ω m). A Figura 4.11 também mostra uma curva obtida experimentalmente por (VISACRO e SOARES, 1995). Essa curva indica que para um solo arenoso, o processo de ionização inicia-se somente quando a densidade linear de corrente ultrapassa 200 A/m.

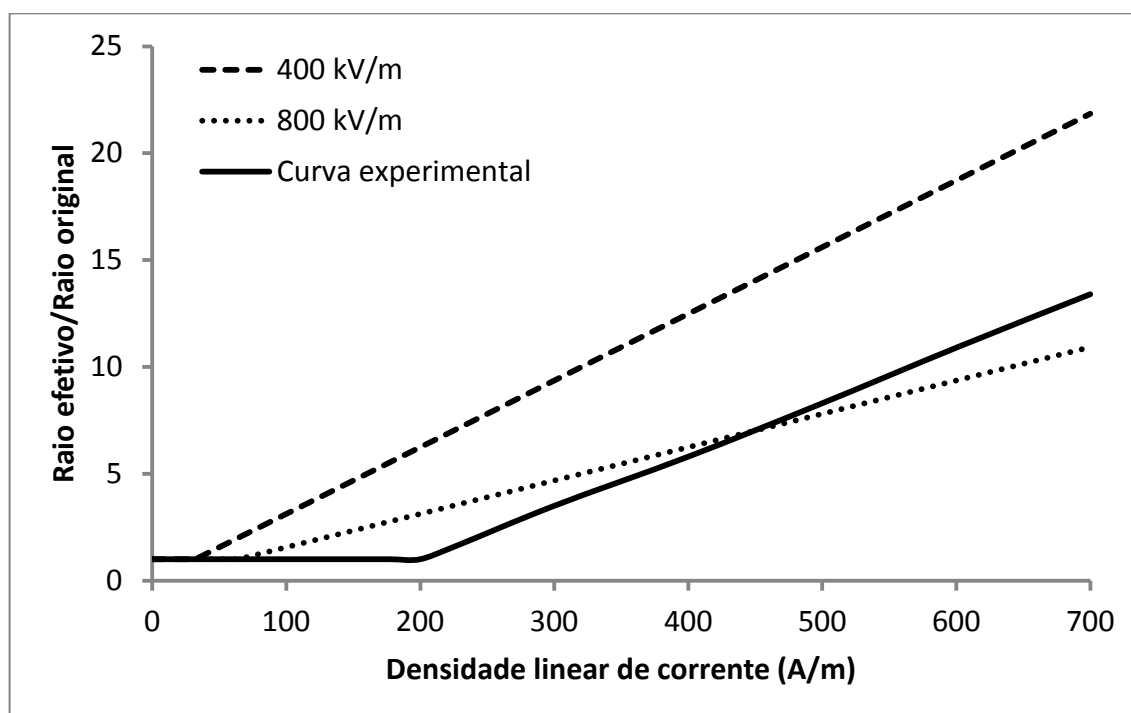


Figura 4.11 – Relação entre o raio equivalente e o raio original em função da densidade linear de corrente.

Comparando os resultados, percebe-se que a formulação tradicional apresentada pelo CIGRÉ é mais conservadora do que a metodologia que representa o efeito da ionização pelo aumento no raio equivalente do eletrodo para a redução da resistência de aterramento. Além

disso, a redução observada para essa grandeza depende fortemente do campo elétrico crítico adotado para iniciar o processo de ionização. Como a formulação do CIGRÉ considera que o processo de ionização está associado a um valor de campo elétrico crítico constante durante todo o processo, há a necessidade de uma melhor definição deste valor.

4.3 Métodos para estimar a ocorrência de ruptura do isolamento de linhas de transmissão

4.3.1 Tensão Crítica Disruptiva – CFO

A estimativa da taxa de desligamento de uma linha de transmissão por *backflashover* está associada à suportabilidade da cadeia de isoladores frente a um determinado nível de tensão. Tal suportabilidade pode ser representada por uma distribuição de probabilidade cumulativa como indica a Figura 4.12. Essa curva descreve a probabilidade de ocorrer uma descarga disruptiva em função da tensão aplicada em determinado isolamento. Nela, dois pontos são destacados: *BIL* e *CFO*.

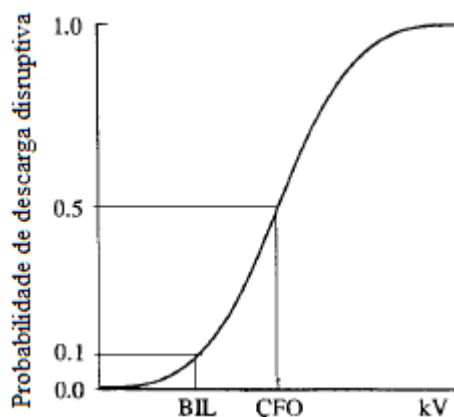


Figura 4.12 – Característica da suportabilidade de um isolamento. Adaptada de (HILEMAN, 1999).

O Nível Básico de Isolamento (*BIL* – do inglês, *Basic Insulation Level*) corresponde ao valor de pico de uma tensão impulsiva padronizada⁷ que, se for aplicada a um isolamento, é capaz de provocar uma descarga disruptiva em 10% dos casos. Isso significa que a probabilidade do isolamento suportar a tensão aplicada é igual a 90%. Já a Tensão Crítica

⁷ A tensão impulsiva padronizada possui formato de dupla exponencial com tempo de frente de 1,2 μ s e tempo de meia onda de 50 μ s.

Disruptiva (*CFO* – do inglês, *Critical Flashover Overvoltage*) corresponde ao valor de pico de uma tensão impulsiva padronizada que tem uma probabilidade de 50% de resultar em uma descarga disruptiva neste isolamento.

Para obter o valor do *CFO* de um determinado isolamento podem ser empregados alguns métodos experimentais. Um dos mais conhecidos é chamado de *Up and Down* e consiste na aplicação de uma série de tensões impulsivas padronizadas cujos valores de pico são acrescidos ou reduzidos de acordo com a ocorrência ou não de descargas disruptivas. A partir de um valor inicial no qual não ocorra ruptura do isolamento, a amplitude da tensão é aumentada de ΔV em cada aplicação até que uma descarga ocorra. Quando uma ruptura do isolamento é observada, o nível de tensão da aplicação seguinte será reduzido de ΔV . Esse processo é repetido até que um determinado número de dados seja obtido. Descartando-se os dados anteriores à ocorrência da primeira ruptura, o *CFO* é calculado como a média das amplitudes das tensões aplicadas (HAUSCHILD e MOSCH, 1992).

A metodologia do CIGRÉ apresentada no Capítulo 3 supõe que uma ruptura de isolamento ocorre quando o valor de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores supera o valor do *CFO* desse isolamento para ondas de tensão não padronizadas (CFO_{NS}). Esse CFO_{NS} é calculado pela Equação (3.24) e corresponde ao *CFO* multiplicado por um fator de correção que leva em conta a constante de decaimento da onda de sobretensão.

Contudo, essa forma simplificada de estimação da ocorrência de descarga disruptiva possui algumas limitações. A suportabilidade de isoladores de linhas de transmissão depende, entre outros fatores, da forma de onda, da amplitude e da polaridade da tensão a que estes estão submetidos. Dessa forma, um impulso de tensão cujo valor de pico exceda o *CFO* pode não resultar em ruptura do isolamento.

Assim, torna-se necessária a adoção de métodos mais elaborados do que a simples comparação da amplitude da sobretensão com o *CFO* do isolamento para a determinação da ocorrência de descargas disruptivas. Nesse sentido, a literatura apresenta três categorias de métodos que podem ser utilizados para avaliar a suportabilidade de isoladores: métodos que modelam o fenômeno da ruptura diretamente, como o Modelo de Progressão do Líder (em inglês, *Leader Progression Model*); métodos baseados em índices que mensuram a severidade associada a ondas de sobretensão, como o Modelo do Efeito Disruptivo; e métodos que utilizam curvas tensão-tempo. Os dois últimos serão abordados a seguir.

4.3.2 Curva Tensão-Tempo

A curva tensão-tempo (ou curva V-T) relaciona a tensão disruptiva e o tempo relativo à ruptura do isolamento. A Figura 4.13 mostra curva V-T de um isolador típico de linha de transmissão.

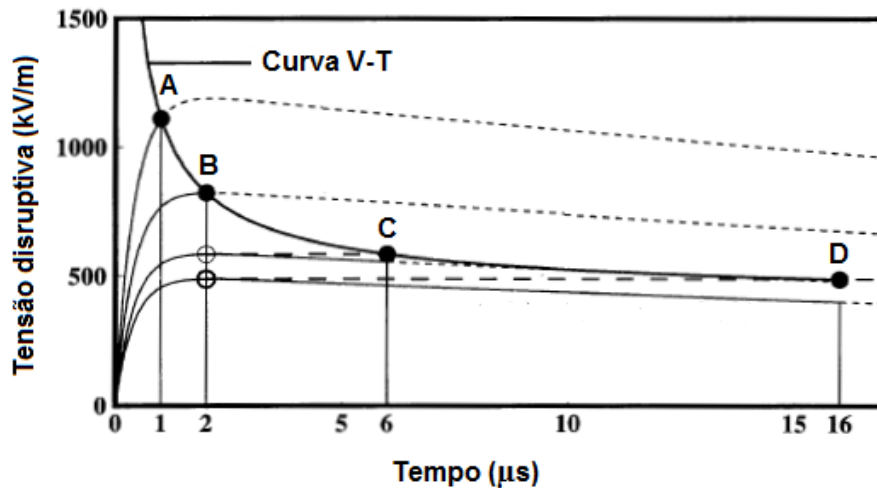


Figura 4.13 – Curva V-T obtida a partir de ensaio para um isolador genérico. Retirada de (IEEE, 1997).

No ensaio para obter a curva V-T aplica-se um conjunto de tensões impulsivas padronizadas (1,2/50 μ s) com diferentes amplitudes. Se a descarga disruptiva ocorrer na cauda da onda de tensão (ponto C), registra-se o instante de tempo desta ruptura e o valor de pico do impulso aplicado. Aumenta-se então a amplitude da tensão aplicada até que a descarga ocorra na crista da onda (ponto B). A partir desse ponto, registra-se o tempo e o valor de tensão no qual ocorreu a ruptura (ponto A).

De acordo com a metodologia do IEEE, o nível da tensão disruptiva pode ser calculado utilizando a Equação (4.10), que descreve a curva V-T apresentada na Figura 4.13.

$$V_d = \left(400 + \frac{710}{t^{0,75}} \right) L \quad (4.10)$$

onde V_d é a tensão que causa ruptura do isolamento (kV), t é o tempo até a ruptura ($0,5 \leq t \leq 16 \mu$ s) e L é o comprimento do isolamento em metros (IEEE, 1997).

De acordo com a Figura 4.13 e com a Equação (4.10), para casos em que o tempo para a ruptura é maior ou igual a 16 μ s (ponto D), a tensão disruptiva é igual a 490 kV/m (CFO). Se t for igual a 6 μ s, por exemplo, a tensão necessária para ocasionar uma ruptura deverá

ser maior que 585 kV/m (1,20 *CFO*). Caso t seja igual a 2 μ s, o nível de tensão para que ocorra uma descarga disruptiva deve ser superior a 822 kV/m (1,68 *CFO*).

Assim, para determinar se um isolamento suportará ou não um valor de sobretensão deve-se avaliar a amplitude da tensão em um determinado instante de tempo. Se nesse instante o nível de tensão superar a tensão disruptiva indicada na curva V-T, ocorrerá uma ruptura de isolamento. Um instante de tempo crucial para essa avaliação corresponde ao tempo de frente da onda de corrente, uma vez que nesse instante a sobretensão resultante atinge o valor máximo.

Contudo, a utilização de curvas V-T para a determinação do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas apresenta como grande limitação o fato das formas de onda típicas dos surtos de tensão resultantes da incidência de descargas atmosféricas serem significativamente diferentes do impulso padrão utilizado na obtenção de tais curvas. Dessa forma, os resultados obtidos com base na aplicação das curvas V-T podem divergir daqueles referentes a situações práticas associadas ao fenômeno descarga atmosférica. Além disso, a utilização de curvas V-T para a avaliação da suportabilidade elétrica de isoladores indica que a falha de isolamento ocorre apenas na frente da onda de sobretensão.

Uma das formas de contornar essas limitações é empregar o Modelo do Efeito Disruptivo, também chamado de Método DE. A próxima seção é dedicada a esse método.

4.3.3 Método DE

4.3.3.1 Base teórica do Método DE

O conceito do Método DE está baseado na ideia da existência de um efeito disruptivo crítico (DE_C) para cada configuração de isolador. Cada surto de tensão possui um efeito disruptivo (DE) associado. Se esse valor DE exceder o valor crítico, o surto de tensão promoverá uma descarga disruptiva, causando a ruptura do isolamento. O efeito disruptivo da onda de tensão pode ser calculado por meio da Equação (4.11), proposta inicialmente por (Witzke e Bliss, 1950).

$$DE = \int_{t_0}^T [v(t) - V_0]^{k_d} dt \quad (4.11)$$

onde $v(t)$ é o surto de tensão, V_0 é um nível de tensão abaixo do qual não há possibilidade de início de processo disruptivo, t_0 é o tempo imediatamente após o surto de tensão ultrapassar o nível V_0 , T é o tempo imediatamente anterior ao surto apresentar um valor de tensão inferior a V_0 e k_d é uma constante.

De acordo com esse método, o efeito disruptivo de um surto de tensão é função tanto da amplitude da tensão como do tempo. No entanto, a importância desses fatores no processo disruptivo não é a mesma. O expoente k_d permite que se varie o peso relativo dado à amplitude da tensão e ao tempo para a análise do processo (BRAZ, 2011).

A literatura apresenta diversas formas para se determinar os parâmetros V_0 e k_d da Equação (4.11) e o efeito disruptivo crítico DE_C . CALDWELL e DARVENIZA (1973) propuseram uma forma de cálculo dessas constantes a partir da curva V-T dos isoladores. Adotando V_0 igual a zero ou k_d igual a um, selecionam-se dois pontos da curva V-T traçada a partir do impulso de tensão normalizado (V_a, T_a e V_b, T_b). Considerando que esses pontos descrevem duas formas de onda de mesma severidade ($DE_a = DE_b$), as constantes desconhecidas são determinadas a partir da solução da Equação (4.12). Essa solução pode ser obtida empregando um método iterativo para solução de equação não-linear.

$$DE = \int_{t_o}^{T_a} [e_a(t) - V_0]^{k_d} dt = \int_{t_o}^{T_b} [e_b(t) - V_0]^{k_d} dt \quad (4.12)$$

onde t_o é o tempo imediatamente após o surto de tensão ultrapassar o nível V_0 , T_a e T_b são os tempos selecionados na curva V-T que indicam ruptura do isolamento.

Uma forma de verificar a consistência das constantes calculadas é reproduzir a curva V-T utilizando o método DE. Seleciona-se uma série de sobretensões com mesma forma de onda, porém com diferentes amplitudes e aplica-se a Equação (4.11) a cada uma delas. A partir dos valores obtidos de tensão disruptiva e do tempo até a disrupção, traça-se uma nova curva V-T.

De acordo com (HILEMAN, 1999), considerando V_0 igual a zero os valores de DE_C e k_d obtidos indicam que essa aproximação é adequada somente para surtos de tensão de curta duração, pois se o Método DE for aplicado em ondas de tensão com longa duração utilizando tal aproximação os resultados poderão indicar um número de disrupções sobrestimado. Isso ocorre porque as tensões disruptivas obtidas nesse caso podem ser inferiores ao valor de CFO do isolamento.

Já a adoção de k_d igual a um é conhecida como critério das áreas iguais (do inglês, *equal-area criterion*). Solucionando a Equação (4.12) com essa simplificação, o efeito disruptivo consiste na área abaixo da curva determinada pelo surto de tensão e acima do nível V_0 . Esse nível indica a tensão mínima suficiente para dar início ao processo de ruptura. As constantes DE_C e V_0 calculadas a partir desse critério indicam resultados satisfatórios em termos da reprodução das curvas V-T (CALDWELL e DARVENIZA, 1973).

Para valores de V_0 diferentes de zero e para valores de k_d diferentes da unidade são necessários três pontos da curva V-T para a determinação das constantes. CHISHOLM (2010) apresenta uma série de valores das constantes DE_C , V_0 e k_d que reproduzem a curva V-T normalizada da Figura 4.13 com precisão satisfatória. Esses valores são apresentados na Tabela 4.4.

A Tabela 4.4 mostra a existência de diversos conjuntos de constantes capazes de representar valores de tensões disruptivas bem próximas àquelas obtidas pela aplicação da Equação (4.10). Isso indica que a escolha de um conjunto de constantes pode ser realizada de modo que a curva V-T reproduzida a partir dos resultados obtidos com o Método DE passe

em um determinado ponto da curva original. Por exemplo, caso deseje-se que no instante de tempo igual a 2 μ s a tensão disruptiva seja 822 kV/m – valor igual ao obtido pela aplicação da Equação (4.10) – deve ser escolhido o conjunto N° 4.

Tabela 4.4 – Constantes para aplicação do Método DE. Retirada de (CHISHOLM, 2010).

| | | | | Tempo até a disrupção (μ s) | | | | | |
|----|-------|-----------|------------------|---|-----|-----|-----|-----|------|
| | | | | 1,5 | 2,0 | 2,5 | 3,0 | 6,0 | 16,0 |
| | | | | Tensão disruptiva obtida a partir da curva V-T (kV/m) | | | | | |
| | | | | 924 | 822 | 757 | 711 | 585 | 489 |
| N° | k_d | V_o/CFO | DE_c/CFO^{k_d} | Tensão disruptiva obtida a partir do método DE (kV/m) | | | | | |
| 1 | 1,00 | 0,86 | 1,29 | 1148 | 927 | 810 | 738 | 586 | 534 |
| 2 | 1,36 | 0,77 | 1,15 | 1034 | 867 | 776 | 718 | 583 | 520 |
| 3 | 2,00 | 0,60 | 1,36 | 981 | 845 | 767 | 716 | 586 | 505 |
| 4 | 2,50 | 0,48 | 1,62 | 943 | 822 | 752 | 705 | 583 | 498 |
| 5 | 3,00 | 0,32 | 2,57 | 942 | 827 | 758 | 712 | 587 | 492 |
| 6 | 4,00 | 0,00 | 7,84 | 934 | 823 | 757 | 712 | 585 | 477 |

Com tantos valores das constantes capazes de promover uma boa aproximação da curva V-T obtida empiricamente, é importante considerar se o conjunto adotado é fisicamente consistente. Se o nível de tensão V_o é muito baixo em relação ao CFO (ou se for aproximado para zero), k_d deve ter um valor elevado. Contudo, quando um valor elevado do expoente k_d é selecionado, a equação para cálculo do efeito disruptivo torna-se mais sensível a variações bruscas de tensão. Assim, normalmente valores de k_d próximos à unidade são preferidos. Nesse contexto, a aplicação do critério da área igual seria preferível (CHISHOLM, 2010).

4.3.3.2 Aplicação do Método DE

A seguir, considera-se um exemplo de aplicação do Método DE a sobretensões simuladas em cadeias de isoladores de uma linha de transmissão de 138 kV. A Figura 4.14(a) mostra a configuração de uma torre da LT. A altura h dessa torre é igual a 30 m e os condutores das fases A, B e C estão indicados na Figura 4.14(b). O cabo para-raios PR está posicionado no topo da torre. Também são indicados os condutores das fases A, B e C.

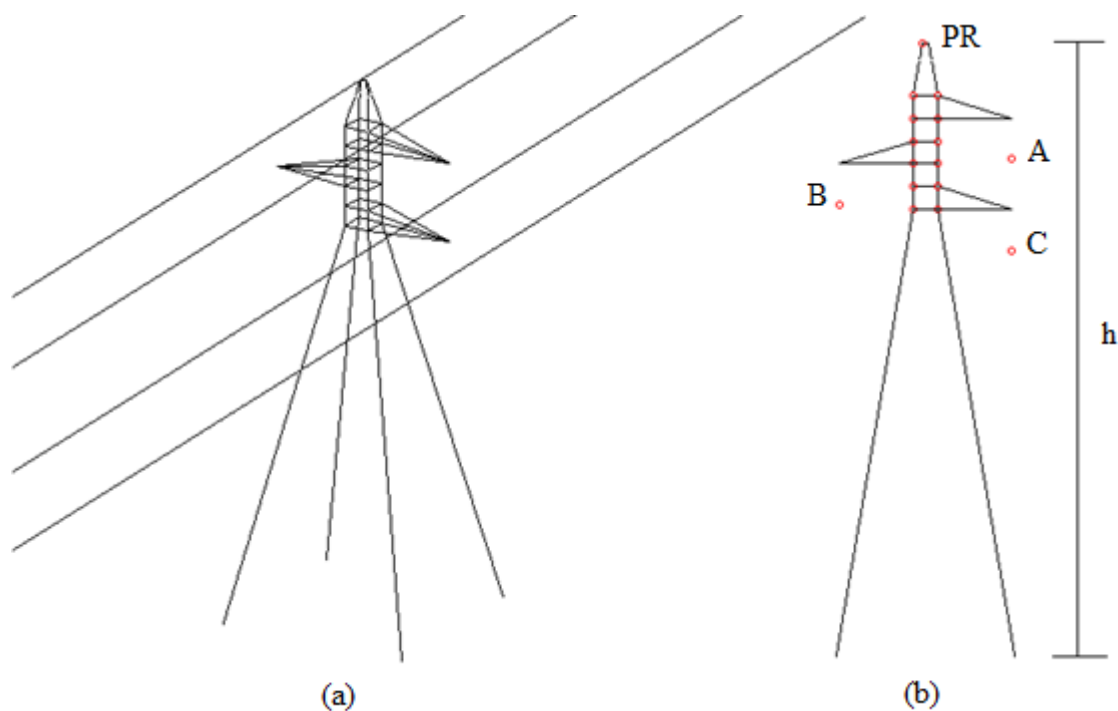


Figura 4.14 – Configuração da torre de uma linha de transmissão de 138 kV: (a) vista tridimensional e (b) vista frontal.

Supondo que uma descarga atmosférica incida no topo dessa torre, foram calculadas as sobretensões resultantes nas três cadeias de isoladores. Para cálculo dessas sobretensões, utilizou-se o modelo computacional HEM (VISACRO e SOARES, 2005) e não foi considerado o efeito das torres adjacentes. Adotou-se como resistência de aterramento o valor de 20Ω .

Dois casos foram avaliados. No primeiro, considerou-se a onda de corrente de retorno com formato triangular, amplitude igual a 31 kA e tempo de frente igual a $3,83 \mu\text{s}$. No segundo, considerou-se a corrente de retorno com a forma de onda representativa de uma primeira descarga negativa, com amplitude igual a 31 kA e tempo de frente (t_{d30}) igual a $3,83 \mu\text{s}$.

4.3.3.2.1 Forma de onda triangular de corrente

A Figura 4.15(a) apresenta a forma de onda triangular da corrente de retorno da descarga atmosférica. Já a Figura 4.15(b) mostra as sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores da torre.

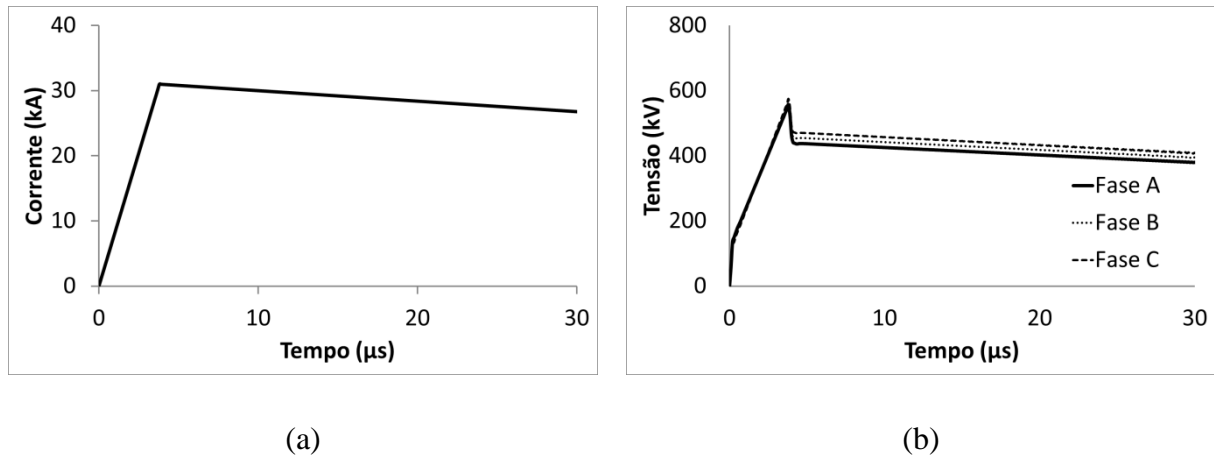


Figura 4.15 – Formas de onda: (a) triangular da corrente de retorno e (b) sobretensões resultantes nos isoladores das fases A, B e C.

Como se pode observar, a forma de onda das sobretensões da Figura 4.15(b) difere significativamente dos impulsos de tensão padronizados da Figura 4.13. Por isso, a utilização da curva V-T para avaliar a ocorrência de ruptura de isolamento não representa uma escolha adequada. Os valores de pico das sobretensões nos isoladores das fases A, B e C são apresentados na Tabela 4.5. O maior valor de pico corresponde à sobretensão da fase C, seguido pelo valor de pico da fase B.

Tabela 4.5 – Valores de pico das sobretensões nos isoladores das fases A, B e C resultantes da incidência de uma descarga atmosférica com a corrente de retorno da Figura 4.15(a).

| Fase | V_p (kV) |
|------|------------|
| A | 560,66 |
| B | 572,27 |
| C | 581,05 |

Desse modo, aplicou-se o Método DE – Equação (4.11) às sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores utilizando os dois primeiros conjuntos de constantes da Tabela 4.4. Esses conjuntos correspondem aos valores sugeridos por (CALDWELL e DARVENIZA, 1973) e (HILEMAN, 1999). Sabendo-se que o CFO do isolamento dessa linha é igual a 650 kV, a Tabela 4.6 apresenta os valores das constantes, bem como os resultados obtidos em termos do efeito disruptivo DE.

Tabela 4.6 – Valores das constantes k_d , V_0 e DE_C para aplicação do Método DE e o efeito disruptivo calculado para as sobretensões da Figura 4.15(b).

| Constantes | k_d | V_0 (kV) | DE_C (kV μ s) | Fase | DE (kV μ s) |
|-----------------------------|-------|------------|---------------------|------|-----------------|
| Caldwell e Darveniza | 1,00 | 559,00 | 0,8385 | A | 0,0000 |
| | | | | B | 0,0000 |
| | | | | C | 0,0013 |
| Hileman | 1,36 | 500,50 | 92,5735 | A | 0,8449 |
| | | | | B | 1,2193 |
| | | | | C | 1,5381 |

Em relação às constantes do método DE, verifica-se que o valor do nível de tensão V_0 de Hileman é, aproximadamente, 10% menor que a tensão V_0 de Caldwell e Darveniza. Por outro lado, o valor do efeito disruptivo crítico DE_C de Hileman supera o de Caldwell e Darveniza em mais de 110 vezes. Essa diferença pode ser atribuída ao maior peso que o expoente k_d impõe à amplitude de tensão. O DE_C resulta de uma constante que multiplica o CFO elevado ao expoente k_d (Tabela 4.4). Assim, o efeito de um valor de k_d maior que um é aumentar significativamente o valor de DE_C . Por outro lado, os valores de tensão do surto que será integrado utilizando a Equação (4.11) também são elevados utilizando o mesmo expoente k_d . Ou seja, embora o valor de DE_C de Hileman seja muito superior ao valor de DE_C de Caldwell e Darveniza, o valor de DE também segue essa tendência.

Os resultados da Tabela 4.6 mostram ainda que os valores DE das sobretensões são inferiores ao efeito disruptivo crítico para ambos os conjuntos de constantes avaliados. Logo, nenhuma das ondas de tensão possui um efeito disruptivo capaz de provocar ruptura de isolamento. Isso ocorre, possivelmente, porque os valores de pico das ondas de tensão são

muito próximos ao nível de tensão V_0 . De acordo com os resultados obtidos com as constantes de Caldwell e Darveniza, os surtos de tensão nas fases A e B não foram suficientes para originar um processo disruptivo nos isolamentos correspondentes. Apenas na fase C verifica-se um efeito disruptivo muito baixo associado ao surto de tensão. Já os resultados obtidos com o conjunto de constantes de Hileman indicam que em todos os isolamentos o processo disruptivo teve início, mas sua evolução não foi suficiente para provocar uma descarga disruptiva.

Multiplicando a onda de corrente por um fator, é possível determinar um valor de pico de corrente crítica (I_C). Caso a torre seja atingida por uma descarga atmosférica que possua uma corrente de retorno com essa amplitude, a sobretensão resultante seria capaz de promover uma descarga disruptiva. Aplicando o Método DE nesse novo surto de tensão, obtém-se a amplitude e o instante de tempo correspondente da onda de tensão que resultaria em ruptura do isolamento.

A Tabela 4.7 apresenta os valores de corrente crítica e as amplitudes de tensão correspondentes que resultariam em ruptura do isolamento das fases A, B e C, bem como os fatores multiplicativos. Tais valores foram calculados com a aplicação do Método DE utilizando os mesmos conjuntos de constantes da Tabela 4.6.

Tabela 4.7 – Valores de corrente crítica e as amplitudes de tensão correspondentes que resultariam em ruptura do isolamento das fases A, B e C.

| Fase | Fator | | I_C (kA) | | V_P (kV) | | Diferença |
|------|----------------------|---------|----------------------|---------|----------------------|---------|-----------|
| | Caldwell e Darveniza | Hileman | Caldwell e Darveniza | Hileman | Caldwell e Darveniza | Hileman | |
| A | 1,42 | 1,36 | 44,02 | 42,16 | 796,14 | 762,50 | - 4,23% |
| B | 1,37 | 1,31 | 42,47 | 40,61 | 784,00 | 749,67 | - 4,38% |
| C | 1,32 | 1,26 | 40,92 | 39,06 | 766,99 | 732,12 | - 4,55% |

Os resultados indicam que os valores de corrente crítica e os valores de amplitude de tensão calculados com as constantes de Hileman são menores que os valores calculados com o conjunto de constantes de Caldwell e Darveniza. Isso significa que se as constantes de

Hileman forem selecionadas para aplicação do Método DE, correntes menos intensas resultariam em sobretensões capazes de promover ruptura de isolamento.

A Figura 4.16 apresenta os novos surtos de tensão obtidos com a multiplicação das ondas de sobretensão originais da Figura 4.15(b) pelos fatores multiplicativos correspondentes da Tabela 4.7 até o instante de tempo em que houve a descarga disruptiva. Os valores das tensões disruptivas e os respectivos instantes de tempo em que se verificou a ruptura do isolamento estão registrados na Tabela 4.8.

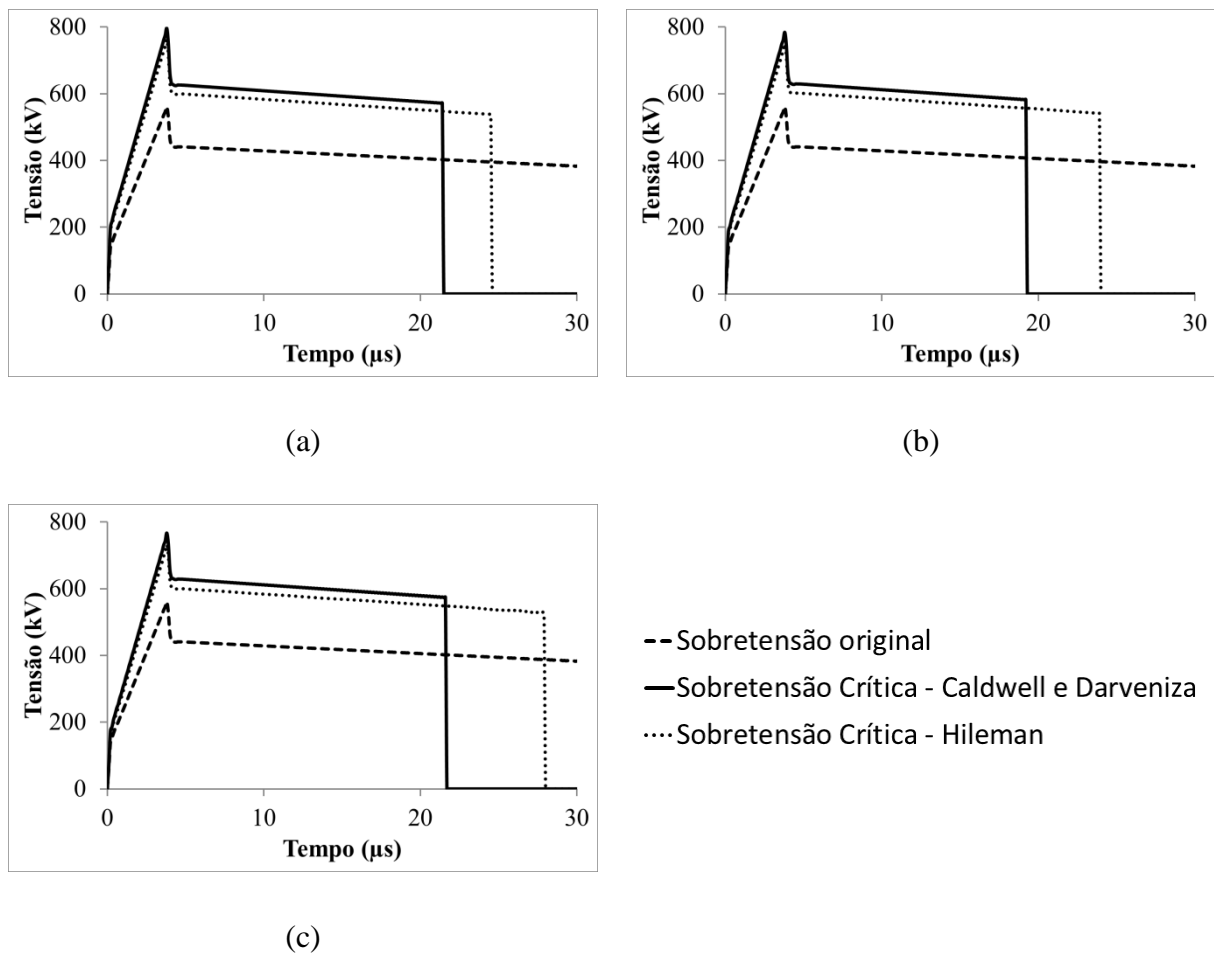


Figura 4.16 – Surtos de tensão obtidos com a multiplicação das ondas de sobretensão originais pelos fatores multiplicativos correspondentes da Tabela 4.7 nas fases: (a) A, (b) B e (c) C.

Tabela 4.8 – Tensões disruptivas e instantes de tempo para ruptura do isolamento das fases A, B e C.

| Fase | V_d (kV) | | Diferença | T_d (μ s) | | Diferença |
|------|----------------------|---------|-----------|----------------------|---------|-----------|
| | Caldwell e Darveniza | Hileman | | Caldwell e Darveniza | Hileman | |
| A | 568,01 | 533,59 | - 6,06% | 21,40 | 24,50 | 14,49% |
| B | 578,42 | 537,07 | -7,15% | 19,20 | 23,90 | 24,48% |
| C | 570,60 | 522,63 | - 8,41% | 21,60 | 27,90 | 29,17% |

Comparando as tensões disruptivas com o valor de pico das ondas de tensão correspondentes, observa-se que a ruptura ocorreu em um valor de tensão inferior à amplitude da onda da sobretensão. Contudo, os instantes de tempo nos quais as descargas disruptivas foram verificadas indicam que essa ruptura ocorreu na cauda da onda de tensão. Embora o valor de pico dessas sobretensões supere o valor de *CFO* do isolamento, a ruptura não ocorreu na frente da onda, como poderia ser sugerido em uma análise preliminar pela simples comparação desses valores de tensão. Nesse aspecto, o emprego do Método DE mostra-se adequado.

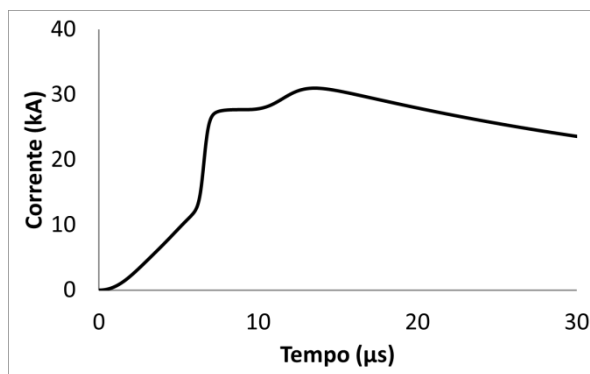
Finalmente, os surtos de tensão da Figura 4.16 indicam os instantes em que foram observadas descargas disruptivas a partir da aplicação do Método DE utilizando as constantes de Caldwell e Darveniza e as constantes de Hileman. Nesses instantes, as ondas de tensão nos isoladores se anulam por conta do estabelecimento do arco elétrico da estrutura metálica da torre aterrada para a fase (curto-circuito fase-terra). Nos gráficos, os pontos em que isso ocorre sugerem que as constantes de Hileman promovem resultados mais conservadores que aqueles fornecidos pelas constantes de Caldwell e Darveniza no sentido de indicar que as rupturas de isolamento ocorreriam em instantes de tempo maiores. Ou seja, o isolamento suportaria a tensão aplicada por um período de tempo superior àquele determinado pelo critério das áreas iguais.

4.3.3.2 Forma de onda representativa de corrente de primeira descarga

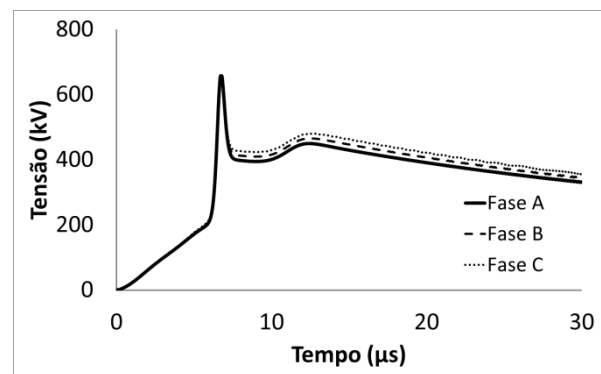
A forma de onda representativa da corrente de uma primeira descarga atmosférica e as formas de onda das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores da torre são mostradas na Figura 4.17. A Tabela 4.9 mostra os valores de pico das sobretensões da Figura 4.17(b).

Tabela 4.9 – Valores de pico das sobretensões nos isoladores das fases A, B e C resultantes da incidência de uma descarga atmosférica com a corrente de retorno da Figura 4.17(a).

| Fase | V_p (kV) |
|------|------------|
| A | 656,70 |
| B | 651,16 |
| C | 641,81 |



(a)



(b)

Figura 4.17 – Formas de onda: (a) representativa da corrente de retorno e (b) sobretensões resultantes nos isoladores das fases A, B e C.

Diferente do que ocorre quando as ondas de corrente e as ondas de sobretensão possuem frente de onda em rampa (Figura 4.15), neste caso os maiores valores de pico das sobretensões são observados nos isoladores das fases A, B e C, nesta ordem. Isso ocorre devido ao maior tempo para o pico das ondas com formato representativo. O balanço entre esse tempo, o tempo de propagação na torre e altura da torre influi diretamente na localização da condição mais severa, ou seja, qual dos isoladores ficará submetido à maior sobretensão. No caso de ondas rápidas (crescimento em rampa) o maior valor de pico entre as sobretensões

é observado na cadeia de isoladores inferior (fase C). Em contrapartida, a maior amplitude de sobretensão no caso de ondas lentas (frente côncava) é observada na cadeia de isoladores superior (fase A).

Aplicou-se o Método DE – Equação (4.11) às sobretensões da Figura 4.17(b) utilizando os mesmos conjuntos de constantes adotados na análise anterior. Os valores calculados do efeito disruptivo estão na Tabela 4.10.

Tabela 4.10 – Valores das constantes k_d , V_o e DE_C para aplicação do Método DE e o efeito disruptivo calculado para as sobretensões da Figura 4.17(b).

| Constantes | k_d | V_o (kV) | DE_C (kV μ s) | Fase | DE (kV μ s) |
|-----------------------------|-------|------------|---------------------|------|-------------------|
| Caldwell e Darveniza | 1,00 | 559,00 | 0,8385 | A | 0,0235 |
| | | | | B | 0,0215 |
| | | | | C | 0,0183 |
| Hileman | 1,36 | 500,50 | 92,5735 | A | 3,3609 |
| | | | | B | 3,1819 |
| | | | | C | 2,8763 |

Os resultados mostram que o DE das sobretensões são inferiores aos valores críticos para os dois conjuntos de constantes avaliados. Assim, como no caso anterior, nenhuma das ondas de tensão possui um efeito disruptivo capaz de provocar ruptura de isolamento. Porém, por apresentarem maiores valores de pico, essas sobretensões possuem um DE maior que o efeito disruptivo calculado para as ondas da Figura 4.15(b).

Repetindo o procedimento descrito na seção anterior, foram calculados os valores de corrente crítica e as amplitudes de tensão correspondentes que resultariam em ruptura do isolamento das fases A, B e C. A Tabela 4.11 mostra esses resultados, além dos fatores multiplicativos.

A tendência observada na análise das ondas com frente em rampa se mostra presente também neste caso em relação aos valores de pico das correntes e sobretensões críticas. Os valores dessas grandezas calculados com as constantes de Hileman são menores que os valores calculados com o conjunto de constantes de Caldwell e Darveniza.

Tabela 4.11 – Valores de corrente crítica e as amplitudes de tensão correspondentes que resultariam em ruptura do isolamento das fases A, B e C.

| Fase | Fator | | I_c (kA) | | V_p (kV) | | Diferença |
|------|----------------------|---------|----------------------|---------|----------------------|---------|-----------|
| | Caldwell e Darveniza | Hileman | Caldwell e Darveniza | Hileman | Caldwell e Darveniza | Hileman | |
| A | 1,47 | 1,42 | 45,57 | 44,02 | 965,36 | 932,52 | - 3,40% |
| B | 1,42 | 1,37 | 44,02 | 42,47 | 924,65 | 892,10 | - 3,52% |
| C | 1,38 | 1,33 | 42,78 | 41,23 | 885,70 | 853,61 | - 3,62% |

A Figura 4.18 mostra as ondas de tensão obtidas com a multiplicação da sobretensão original pelo fator multiplicativo correspondente de cada fase (Tabela 4.11) até o instante da disrupção. Na Tabela 4.12 estão presentes os valores das tensões disruptivas e os respectivos instantes de tempo em que se verificou a ruptura do isolamento.

Tabela 4.12 – Tensões disruptivas e instantes de tempo para ruptura do isolamento das fases A, B e C.

| Fase | V_d (kV) | | Diferença | T_d (μ s) | | Diferença |
|------|----------------------|---------|-----------|----------------------|---------|-----------|
| | Caldwell e Darveniza | Hileman | | Caldwell e Darveniza | Hileman | |
| A | 571,57 | 544,09 | -4,81% | 19,90 | 20,70 | 4,02% |
| B | 571,56 | 533,74 | -6,62% | 20,10 | 21,90 | 8,96% |
| C | 585,29 | 534,88 | -8,61% | 19,40 | 22,40 | 15,46% |

As sobretensões da Figura 4.18 e os resultados da Tabela 4.12 confirmam o que foi observado na análise anterior em termos do tempo necessário para ocorrência das disrupções. Os instantes em que foram verificadas descargas disruptivas a partir da aplicação do Método DE utilizando as constantes de Caldwell e Darveniza são inferiores aos instantes de tempo obtidos com as constantes de Hileman. Esse comportamento sugere que se o Método DE for empregado na análise de suportabilidade dos isolamentos de uma LT frente a surtos de tensão provenientes de descargas atmosféricas deve-se ter um cuidado na escolha das constantes, pois elas podem levar a resultados significativamente diferentes. Tomando como exemplo a fase C, o tempo necessário para a disrupção (T_d) utilizando as constantes de Hileman é

aproximadamente 15% maior que o T_d utilizando as constantes de Caldwell e Darveniza para a onda com frente côncava. No entanto, para a onda com frente em rampa essa diferença é superior a 29%.

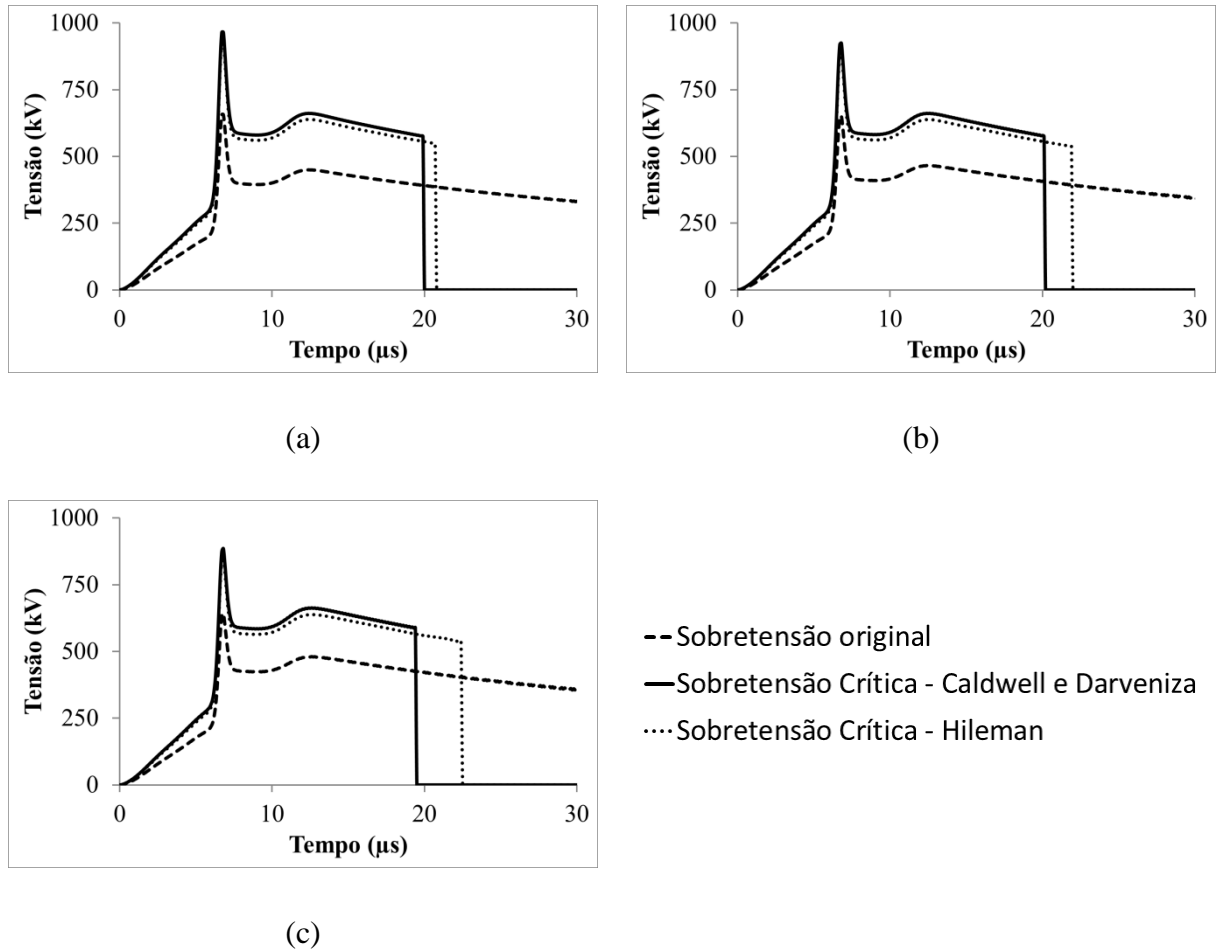


Figura 4.18 – Surtos de tensão obtidos com a multiplicação das ondas de sobretensão originais pelos fatores multiplicativos correspondentes da Tabela 4.11 nas fases: (a) A, (b) B e (c) C.

5 Resultados e Análises

5.1 Introdução

Este capítulo apresenta o desenvolvimento de análises de sensibilidade com a aplicação das metodologias do CIGRÉ e do IEEE para o cálculo do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas. Tais metodologias, descritas no Capítulo 3, foram implementadas utilizando a plataforma computacional MATLAB. Desenvolveu-se um programa que recebe como entrada a configuração da linha e os parâmetros da corrente de descarga e fornece como saída os valores de pico da sobretensão resultante nas cadeias de isoladores, a corrente crítica e a taxa de desligamentos da linha.

Pretende-se comparar os resultados gerados para a avaliação do impacto das representações propostas por cada metodologia. Além destes, também são apresentados os resultados gerados a partir da utilização do modelo computacional HEM para cálculo de sobretensões e do Método DE para o cálculo da taxa de desligamento de uma linha de transmissão de 138 kV.

5.2 Descrição da linha de transmissão de 138 kV simulada

Linhas de transmissão com nível de tensão igual a 138 kV tem importância destacada para as concessionárias de energia elétrica. Tais linhas fazem a conexão entre a Rede Básica (tensão igual ou superior a 230 kV) e as redes de transmissão e distribuição que operam em níveis de tensão inferiores.

A Figura 5.1 apresenta a configuração da linha de transmissão de 138 kV que será adotada nas análises. A linha é composta por torres autoportantes de altura média igual a 30 m. O comprimento do vão entre torres é de 400 m. As resistências de aterramento (R_o) para baixas amplitudes de corrente e em baixas frequências das torres são iguais a 20 Ω . Nesta

representação da linha, adotou-se um mesmo raio para os condutores fase e para o cabo para-raios. Esse raio é igual a 0,4 cm. O CFO das cadeias de isoladores é igual a 650 kV.

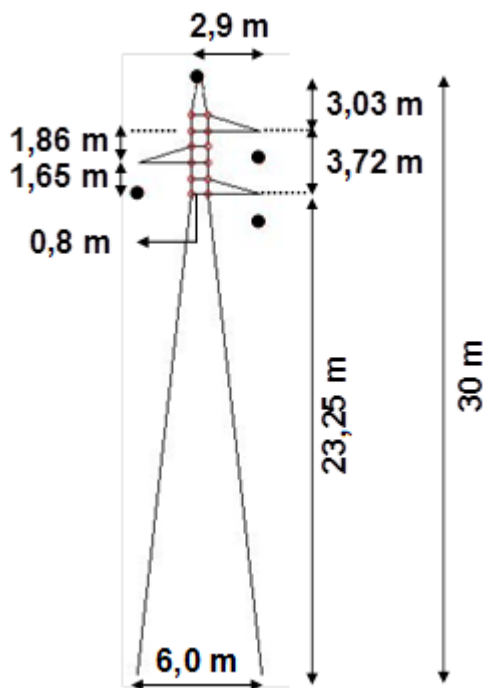


Figura 5.1 – Configuração da torre da linha de transmissão de 138 kV.

Por meio das Equações (3.4) e (3.5), obteve-se a impedância de surto da torre. O valor de Z_T calculado é igual a 163 Ω . Já as impedâncias de surto mútuas entre o cabo para-raios e os condutores fase (Z_{PRj}) e a impedância de surto própria do cabo para-raios (Z_{PR}) foram calculadas utilizando as Equações (3.1) e (3.2). No cálculo, desconsiderou-se a ocorrência do efeito corona. A partir dessas impedâncias, foram calculados os fatores de acoplamento entre o cabo para-raios e cada um dos condutores fase (C_{PRj}). Esses valores estão na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Impedâncias de surto e fatores de acoplamento entre o cabo para-raios e os condutores da linha de transmissão de 138 kV.

| $Z_{PR} (\Omega) - \text{Própria}$ | j | $Z_{PRj}(\Omega) - \text{Mútua}$ | C_{PRj} |
|------------------------------------|----------|----------------------------------|-----------|
| 576,90 | A | 138,59 | 0,24 |
| | B | 120,86 | 0,21 |
| | C | 105,61 | 0,18 |

Foram consideradas duas formas de onda de corrente de retorno para a descarga atmosférica incidente no topo da torre. Ambas as ondas de corrente possuem um valor de pico

igual a 31 kA e tempo de frente igual a 3,83 μs (t_{d30}). A forma de onda triangular e a forma de onda representativa de corrente podem ser vistas na Figura 5.2.

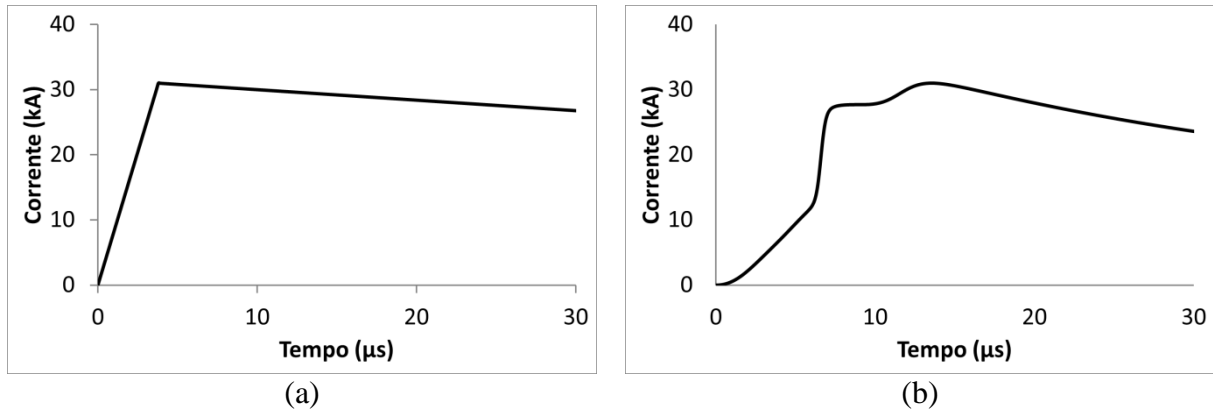


Figura 5.2 – Formas de onda da corrente de retorno da descarga incidente na torre: (a) triangular e (b) representativa (DE CONTI e VISACRO, 2007).

A partir da configuração da linha e da corrente injetada, foram calculados os valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das três fases e os valores correspondentes de amplitude de corrente que resultariam em uma sobretensão capaz de promover a ruptura do isolamento de cada fase. A partir desses valores calculou-se a taxa de desligamento esperada para a linha de transmissão. Esses resultados foram obtidos utilizando as metodologias do CIGRÉ e do IEEE, além da metodologia mista, composta pelo modelo computacional HEM e Método DE.

5.3 Metodologia do CIGRÉ

As análises de sensibilidade utilizando a metodologia do CIGRÉ foram realizadas para avaliar o impacto de três considerações: efeito das reflexões das ondas de tensão nos vãos adjacentes, efeito da ionização do solo e efeito do tempo de frente.

5.3.1 Efeito dos vãos adjacentes

Desconsiderando a ocorrência de ionização do solo, as amplitudes das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores (V_I) das fases A, B e C e os valores de corrente crítica (I_C) foram calculadas em duas situações: (i) não considerando o efeito dos vãos adjacentes no

estabelecimento da sobretensão resultante e (ii) considerando esse efeito. A Tabela 5.2 apresenta esses valores.

Tabela 5.2 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C e valores de corrente crítica correspondentes (i) não considerando o efeito dos vãos adjacentes e (ii) considerando o efeito dos vãos adjacentes.

| Fase | V_I (kV) | | Diferença | I_C (kA) | | Diferença |
|----------|------------|---------|-----------|------------|---------|-----------|
| | Sem vão | Com vão | | Sem vão | Com vão | |
| A | 508,69 | 489,34 | -3,80% | 41,60 | 43,25 | 3,95% |
| B | 522,79 | 502,90 | -3,80% | 40,48 | 42,08 | 3,95% |
| C | 536,88 | 516,46 | -3,80% | 39,42 | 40,98 | 3,95% |

Considerando a incidência da descarga no topo da torre, a corrente de retorno se divide em três parcelas. Uma delas viaja ao longo da torre em direção ao aterramento e as outras duas viajam ao longo dos vãos em direção às torres adjacentes. Associadas às ondas de corrente também se propagam as ondas de tensão, que sofrem reflexão no aterramento e nas torres adjacentes. Essas reflexões contribuem para a redução do valor de pico da sobretensão resultante nas cadeias de isoladores da torre atingida pela descarga.

Os resultados da Tabela 5.2 indicam que as reflexões nas torres adjacentes promovem uma redução de 3,8% na amplitude das sobretensões. Em todas as fases, esses valores são inferiores ao CFO_{ns} , o qual é igual a 683 kV, indicando que para a amplitude de corrente considerada (31 kA) não há ruptura de isolamento. Os valores de pico de corrente necessários para resultar em uma sobretensão com essa amplitude foram então calculados. Considerando o efeito das reflexões, a corrente crítica é aproximadamente 4,0% maior em todas as fases.

Conforme mostra a Tabela 5.2, o maior valor de pico da sobretensão ocorre na cadeia de isoladores da fase C. Consequentemente, a corrente crítica que resultaria em uma sobretensão capaz de provocar a ruptura de isolamento nesta cadeia é menor do que as correntes críticas das outras fases. Por isso, a fase C foi escolhida como referência para o cálculo da taxa de desligamento da linha e para as demais análises de sensibilidade.

A taxa de desligamento da linha foi calculada utilizando a Equação (3.28). O número de descargas que incidem na linha (N_L) adotado foi o valor calculado por meio da Equação (3.25), de acordo com a recomendação da metodologia do CIGRÉ. Como a linha possui

apenas um cabo para-raios, a distância d_{PR} é igual a zero. Portanto, a Equação (3.24) se modifica para:

$$N_L = N_g \left(\frac{R_a}{10} \right) = N_g \left(\frac{28H_t^{0,6}}{10} \right) \quad (5.1)$$

A altura média H_t da linha de transmissão foi considerada igual à altura da torre. Optou-se por não incluir o efeito da flecha a meio de vão, que reduziria a altura média da linha. Considerou-se que a densidade local de descargas (N_g) seja igual a 1 descarga/km²/ano. Desse modo, o número de desligamentos/100 km/ano (BFR) pode ser obtido multiplicando a taxa de desligamento pelo N_g da região de interesse. Os resultados são apresentados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Taxa de desligamento da linha de transmissão considerando o efeito dos vãos adjacentes.

| | <i>BFR/N_g</i> |
|---|---------------------------------|
| Sem o efeito dos vãos adjacentes | 4,88 |
| Com o efeito dos vãos adjacentes | 4,53 |
| Diferença | - 7,2% |

Os resultados obtidos indicam que a consideração do efeito de redução do valor de pico das sobretensões devido às reflexões nas torres adjacentes promove uma redução de 7,2% na taxa de desligamento. Isso se deve à corrente crítica ser maior nessa situação. Conseqüentemente, a probabilidade de uma corrente de descarga ultrapassar o valor crítico é menor, o que reduz a taxa de desligamento.

5.3.2 Efeito da ionização do solo

O impacto da ionização do solo nos valores de pico das sobretensões, nos valores de corrente crítica e na taxa de desligamento foi avaliado considerando a redução do valor da resistência de aterramento promovida pela corrente injetada. A partir do valor de pico da corrente (I) considerada na Figura 5.2, calculou-se a corrente que será dispersa para o solo (I_T) através do aterramento da torre, utilizando a Equação (5.2).

$$I_T = \frac{Z_T}{Z_T + R_o} I \quad (5.2)$$

onde Z_T é o valor da impedância de surto da torre e R_o é a resistência de aterramento.

Essa corrente é aproximadamente igual a 28 kA para R_o igual a 20 Ω . Portanto, a utilização da Equação (5.2) indica que, para a configuração da linha de transmissão de 138 kV analisada, cerca de 90% da intensidade da corrente incidente no topo da torre é drenada para o aterramento da torre atingida pela descarga. Os 10% restantes se dividem entre os dois vãos e devido a esse pequeno percentual (se comparado à corrente no aterramento da torre atingida pela descarga), considerou-se que o processo de ionização do solo ocorre apenas nas proximidades do aterramento desta torre. Assim, seguindo a recomendação da metodologia desconsiderou-se a variação do valor de resistência de aterramento das torres adjacentes.

Foram considerados solos com resistividades iguais a 250 Ωm , 1000 Ωm e 2000 Ωm . Para a corrente I_T calculada, avaliou-se o impacto da ionização do solo no valor da resistência de aterramento (R_i). Os valores de R_i e a redução percentual estão na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C e valores de corrente crítica correspondentes (a) não considerando o efeito dos vãos adjacentes e (b) considerando o efeito dos vãos adjacentes.

| ρ (Ωm) | $R_o = 20 \Omega$ | |
|-----------------------------|-------------------|-----------|
| | $R_i(\Omega)$ | Diferença |
| 250 | 15,4 | - 23,2% |
| 1000 | 18,5 | - 7,7% |
| 2000 | 19,2 | - 4,1% |

Conforme esperado, o solo de menor resistividade apresentou a maior redução percentual da resistência de aterramento. Já o solo de maior valor de resistividade apresentou a menor redução desse parâmetro para a corrente I_T .

Considerando o efeito das reflexões nas torres adjacentes, calculou-se a sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C para cada um dos solos considerados na Tabela 5.4. Os valores de pico dessas sobretensões foram comparados com os valores obtidos no item 5.3.1, no qual o efeito da ionização do solo foi ignorado. Da mesma forma, foram calculadas as correntes críticas. Esses valores são apresentados na Tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores da fase C considerando três tipos de solos e valores de corrente crítica correspondentes: (i) não considerando o efeito da ionização do solo e (ii) considerando o efeito da ionização do solo.

| ρ (Ωm) | V_I (kV) | | Diferença | I_C (kA) | | Diferença |
|-----------------------------|---------------|---------------|-----------|---------------|---------------|-----------|
| | Sem ionização | Com ionização | | Sem ionização | Com ionização | |
| 250 | 516,46 | 422,99 | - 18,1% | 40,98 | 49,22 | 20,1% |
| 1000 | | 485,93 | - 5,9% | | 43,32 | 5,7% |
| 2000 | | 500,34 | - 3,1% | | 42,18 | 2,9% |

De acordo com esses valores, percebe-se que o efeito da ionização do solo reduz o valor de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores. Isso se deve à redução do valor de resistência de aterramento. Assim, a onda de tensão que se propaga ao longo da torre sofre uma reflexão negativa de maior intensidade, a qual contribui para a redução da amplitude da sobretensão resultante. No solo de 2000 Ωm , essa redução é aproximadamente igual a 3 %, mas pode chegar a 18% no solo de resistividade igual a 250 Ωm .

Por conta dessa redução no valor de pico da sobretensão, a corrente crítica é maior do que no caso em que não se considera o efeito da ionização do solo. Para o solo de 2000 Ωm , esse aumento é menor que 3%. Já no solo de 250 Ωm , o aumento de I_C chega a 20%.

A Tabela 5.6 mostra o efeito da ionização do solo na taxa de desligamento da linha de transmissão por descargas atmosféricas. São apresentados os valores calculados considerando o processo de ionização do solo e o valor obtido quando esse processo foi ignorado.

Tabela 5.6 – Taxa de desligamento da linha de transmissão considerando o efeito da ionização do solo.

| ρ (Ωm) | BFR/N_g | | |
|--|-----------|---------|--------|
| | 250 | 1000 | 2000 |
| Sem o efeito de ionização do solo | 4,53 | | |
| Com o efeito de ionização do solo | 3,03 | 4,04 | 4,27 |
| Diferença | - 33,1% | - 10,7% | - 5,6% |

A comparação entre os valores da BFR calculados sem considerar o efeito da ionização do solo e considerando tal efeito indicam que a resistividade do solo tem uma significativa influência no número de desligamentos da linha de transmissão. Para o solo com ρ igual a 250 Ωm a taxa de desligamento é 33,1% menor que a BFR calculada sem a consideração do efeito da ionização do solo. À medida que a resistividade do solo aumenta, essa diferença se reduz e no solo de 2000 Ωm as taxas de desligamento diferem de apenas 5,6%. Dessa forma, a não consideração da ionização do solo representa uma aproximação conservadora no cálculo do desempenho da linha frente a descargas atmosféricas.

Vale ressaltar que as análises foram realizadas considerando que o valor de resistência de aterramento em baixas frequências e para baixas amplitudes é igual a 20 Ω independente da resistividade do solo. Contudo, conforme visto no Capítulo 4 (Tabela 4.1), para que o aterramento apresente R_0 igual a 20 Ω , o comprimento dos cabos contrapeso em um solo de 250 Ωm deve ser igual a 5 m. No solo de 2000 Ωm , por exemplo, para que esse mesmo valor de R_0 seja atingido o comprimento deve ser igual a 79 m. Portanto, em situações práticas nas quais o comprimento dos cabos contrapeso é maior que 5 m, o aterramento das torres em um solo de resistividade igual a 250 Ωm apresentará valores de R_0 menores que 20 Ω , e, naturalmente, um melhor desempenho mesmo se o efeito de ionização não for considerado.

5.3.3 Efeito do tempo de frente da onda de corrente

No cálculo da taxa de desligamento da linha de transmissão por *backflashover*, a metodologia do CIGRÉ recomenda a utilização da Equação (3.27). Para isso, deve ser escolhido o tempo de frente da onda de corrente para a avaliação do desempenho da linha frente a descargas atmosféricas. A função densidade de probabilidade do tempo de frente $f(t_f)$ da onda de corrente é dada por:

$$f(t_f) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\beta t}} e^{-\frac{(\ln t - M)^2}{2\beta^2}} \quad (5.3)$$

onde M é o valor mediano e β é o desvio padrão. Os valores adotados pela metodologia do CIGRÉ para esses parâmetros são apresentados na Tabela 5.7.

Tabela 5.7 – Parâmetros da distribuição de probabilidade do tempo de frente da onda de corrente .

| Tempo de Frente | $I \leq 20 \text{ kA}$ | | $I > 20 \text{ kA}$ | |
|-----------------|------------------------|---------|---------------------|---------|
| | M | β | M | β |
| t_{d30} | 3,83 | 0,553 | 3,83 | 0,553 |
| t_m | 2,51 | 1,23 | 1,37 | 0,670 |

Se o tempo de frente adotado for t_{d30} , os parâmetros M e β não se alteram em função do valor de pico da corrente. Entretanto, se for adotado o tempo de frente t_m , os valores desses parâmetros dependem da amplitude da corrente. A Figura 5.3 apresenta os gráficos das funções densidade de probabilidade dos tempos de frente t_{d30} e t_m .

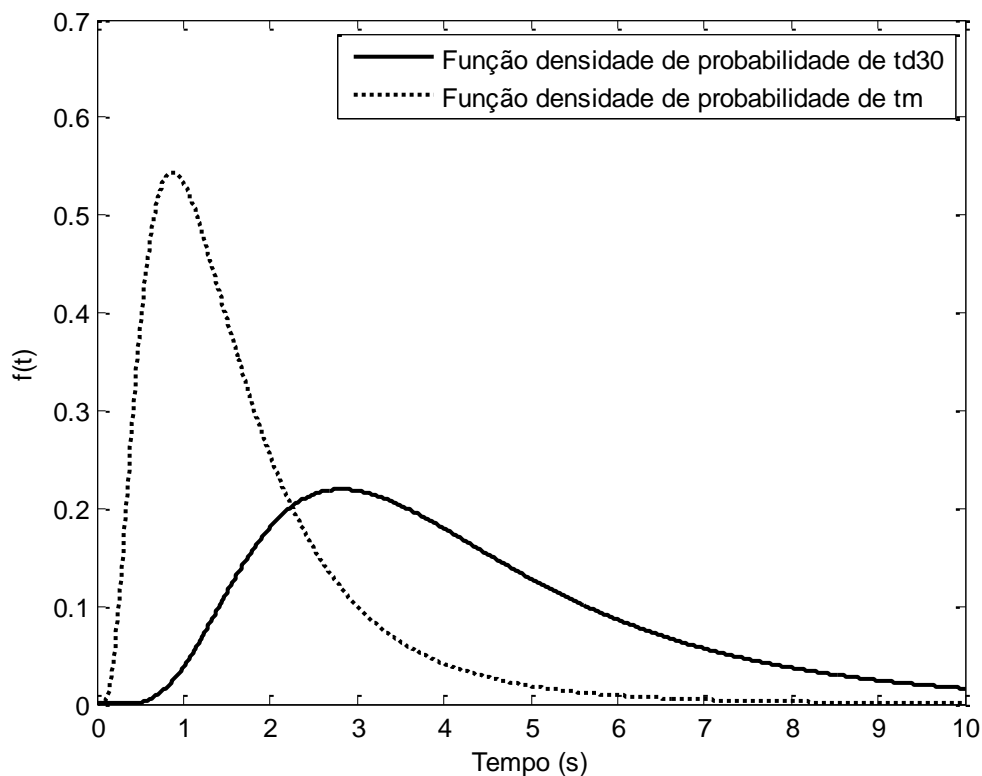


Figura 5.3 – Função densidade de probabilidade dos tempos de frente t_{d30} e t_m .

A área abaixo das curvas apresentadas na Figura 5.3 representa a distribuição de probabilidade acumulada de uma onda de corrente de descarga atmosférica possuir um tempo de frente inferior ou igual a determinado valor indicado no eixo das abscissas. Essa área é calculada pela integral da função densidade de probabilidade.

$$P(t_f \leq T) = \int_0^T f(t)dt \quad (5.4)$$

De acordo com essas distribuições, 50% das descargas atmosféricas possuem um t_{d30} igual ou inferior a 3,83 μ s, independente do valor de pico da corrente. Para correntes com amplitude superior a 20 kA, têm-se a expectativa de que 50% das descargas terão um t_m igual ou inferior a 1,37 μ s. Dessa forma, a escolha de t_m como tempo de frente representa situações mais severas em termos das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores. O menor valor de tempo de frente resulta em maiores sobretensões e menores correntes críticas, o que eleva o número de desligamentos da linha. As Tabela 5.8 e Tabela 5.9 exemplificam essas diferenças.

Tabela 5.8 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C e valores de corrente crítica correspondentes calculados considerando (i) o tempo de frente t_{d30} igual a 3,83 μ s e (ii) o tempo de frente t_m igual a 1,37 μ s.

| Fase | V_I (kV) | | Diferença | I_C (kA) | | Diferença |
|------|------------|--------|-----------|------------|-------|-----------|
| | t_{d30} | t_m | | t_{d30} | t_m | |
| A | 489,34 | 705,61 | 44,2% | 43,25 | 29,99 | - 30,6% |
| B | 502,90 | 714,74 | 42,1% | 42,08 | 29,61 | - 29,6% |
| C | 516,46 | 723,87 | 40,2% | 40,98 | 29,24 | - 28,7% |

Os resultados alcançados com a adoção de t_m mostram que os valores de pico das sobretensões resultantes a partir desse tempo de frente são significativamente maiores que as sobretensões calculadas a partir da t_{d30} . Na cadeia de isoladores inferior (fase C) a diferença é igual a aproximadamente 40% e na cadeia de isoladores superior (fase A) a diferença chega a 44%. Consequentemente, o menor tempo de frente proporciona uma menor corrente crítica.

Adotando t_m , uma corrente superior a 29 kA é suficiente para resultar em uma sobretensão capaz de provocar a ruptura do isolamento. Esse valor é aproximadamente 29% menor que a corrente crítica obtida a partir de t_{d30} (41 kA). Essa diferença se acentua no cálculo da taxa de desligamento da linha. Os valores calculados estão indicados na Tabela 5.9.

Tabela 5.9 – Taxa de desligamento da linha de transmissão considerando o efeito do tempo de frente.

| | <i>BFR/N_g</i> |
|---|---------------------------------|
| Tempo de frente t_{d30} | 4,53 |
| Tempo de frente t_m | 7,80 |
| Diferença | 72,3% |

Conforme mostram os valores obtidos, a utilização de t_m resulta em um número de desligamentos 72% maior que a taxa de desligamento calculada a partir de t_{d30} .

Em relação à distribuição de probabilidade cumulativa do tempo de frente, verifica-se que aproximadamente 95% das ondas de corrente de uma primeira descarga atmosférica possuem um t_{d30} menor ou igual a 10 μ s e 99% dessas mesmas ondas apresentam um t_m menor ou igual a 10 μ s. Por isso, pode-se definir esse valor como o limite T da integral da função densidade de probabilidade – Equação (5.4). A Tabela 5.10 apresenta o impacto da adoção desse limite no cálculo da taxa de desligamento.

Tabela 5.10 – Impacto da adoção do limite T no cálculo da taxa de desligamento da linha de transmissão.

| | <i>BFR/N_g</i> | |
|--|---------------------------------|-------------------------|
| | t_{d30} | t_m |
| Limite de integração tendendo a infinito | 4,53 | 7,80 |
| Limite de integração definido em 10 μs | 4,34 | 7,79 |
| Diferença | - 4,1% | - 0,2% |

A definição de 10 μ s como o limite da integral para o cálculo da probabilidade de uma onda de corrente apresentar um tempo de frente menor ou igual a esse valor resulta em uma taxa de desligamento 4% menor se t_{d30} for adotado. Contudo, se t_m for utilizado, a escolha desse valor como limite praticamente não produz diferença no cálculo do número de desligamentos da linha.

5.4 Metodologia do IEEE

Utilizando a metodologia do IEEE foram realizadas duas análises de sensibilidade. Na primeira, elegeu-se um caso base e foram comparados os resultados obtidos a partir das metodologias do CIGRÉ e do IEEE. Na segunda, realizou-se um estudo de caso em que foi considerada uma linha de transmissão com diferentes valores de resistências de aterramento e avaliou-se o desempenho dessa linha frente a descargas atmosféricas.

5.4.1 Caso base

Nesta primeira análise de sensibilidade adotou-se a mesma configuração da linha de transmissão da Figura 5.1. Optou-se por considerar o efeito das reflexões nas torres adjacentes e desconsiderar o efeito da ionização do solo. Para uma resistência de aterramento igual a 20 Ω , os valores de pico das sobretensões nas cadeias de isoladores foram calculados utilizando as metodologias do CIGRÉ e do IEEE. Esses valores são apresentados na Tabela 5.11.

Tabela 5.11 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e do IEEE.

| Fase | V_I (kV) | | Diferença |
|------|------------|--------|-----------|
| | CIGRÉ | IEEE | |
| A | 489,34 | 499,52 | 2,1% |
| B | 502,90 | 514,65 | 2,3% |
| C | 516,46 | 526,83 | 2,0% |

De acordo com esses resultados, os menores valores de pico da sobretensão ocorrem na fase A e os maiores na fase C, para ambas as metodologias. Escolhendo o caso em que se observa a maior severidade (fase C), foram calculadas as correntes críticas e as taxas de desligamento. Os resultados estão na Tabela 5.12.

Embora a diferença entre as amplitudes da sobretensão resultante na cadeia de isoladores seja de 2%, verifica-se que a corrente crítica calculada com a metodologia do IEEE é aproximadamente 56% superior à corrente crítica calculada com a metodologia do CIGRÉ. Isso se deve ao critério que as metodologias empregam para estimar a ocorrência de ruptura do isolamento.

Tabela 5.12 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e do IEEE.

| | V_I (kV) | I_C (kA) | BFR |
|------------------|------------|------------|---------|
| CIGRÉ | 516,46 | 40,98 | 6,30 |
| IEEE | 526,83 | 64,02 | 2,37 |
| Diferença | 2,0% | 56,2% | - 62,4% |

Enquanto o CIGRÉ adota o CFO_{ns} , o IEEE faz uso da curva V-T. Para a metodologia do CIGRÉ se a sobretensão ultrapassar o valor de 683 kV, haverá uma descarga disruptiva no isolamento e o valor de pico da corrente que resulta nessa amplitude de tensão é igual a 41 kA. Já a tensão disruptiva da metodologia IEEE é calculada utilizando a Equação (4.10). Para o tempo t igual a 3,83 μ s, V_d é igual a 1088 kV e o valor de corrente crítica que resulta nessa tensão é 64,02 kA.

Em relação ao cálculo da taxa de desligamentos, adotou-se N_L igual a 30 descargas/100 km/ano. Esse número é inferior ao valor obtido pela aplicação da Equação (3.24) para a linha de 138 kV da Figura 5.1. Utilizando essa equação, o número de descargas que incidem na linha/100 km/ano é igual a 107,75 para um N_g igual a 5 descargas/km²/ano. A adoção do menor N_L justifica-se caso o traçado da linha favoreça uma blindagem natural, como florestas, serras e edificações com altura maior que a linha. Dessa forma, o número de desligamentos da linha de transmissão foi calculado utilizando o mesmo valor de N_L para ambas as metodologias. O resultado obtido com a formulação do IEEE em termos do número de desligamentos por 100 km por ano é 62% menor do que o resultado calculado com a formulação do CIGRÉ. Essa diferença deve-se essencialmente aos valores de corrente crítica calculados.

5.4.2 Estudo de caso – Distribuição de diferentes valores de resistência de aterramento ao longo da linha

Até o presente momento, considerou-se o mesmo valor de resistência de aterramento para todas as torres da linha. Porém, neste estudo de caso admitiu-se uma distribuição de resistências de aterramento ao longo da linha. Essa distribuição pode ser vista na Figura 5.4.

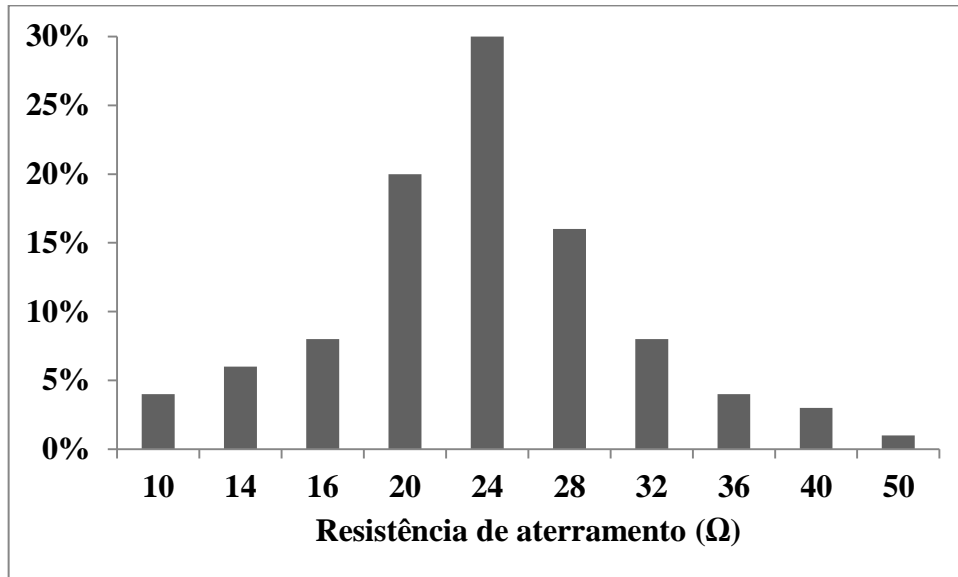


Figura 5.4 – Distribuição percentual da resistência de aterramentos das torres da linha de transmissão de 138 kV.

Desconsiderando o efeito da ionização do solo, para cada um dos valores de resistência de aterramento, calculou-se a amplitude da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C. Calculou-se também a corrente crítica correspondente. Os resultados são apresentados na Tabela 5.13.

De acordo com esses resultados, nota-se que quanto menor é a resistência de aterramento, menor é a diferença observada entre as amplitudes de sobretensão calculadas com as metodologias do CIGRÉ e do IEEE. Para R_o igual a 10 Ω , a diferença é inferior a 1%. Para R_o igual a 50 Ω , a diferença é de 4,5%. Esse comportamento se inverte para a corrente crítica. Enquanto para R_o igual a 10 Ω a diferença é de quase 64%, para R_o igual a 50 Ω , a diferença é menor: 38%.

Tabela 5.13 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C e valores de corrente crítica calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e a metodologia do IEEE para cada valor de resistência de aterramento.

| R_o (Ω) | V_I (kV) | | Diferença | I_c (kA) | | Diferença |
|--------------------|------------|---------|-----------|------------|-------|-----------|
| | CIGRÉ | IEEE | | CIGRÉ | IEEE | |
| 10 | 308,89 | 311,11 | 0,7% | 66,12 | 108,4 | 63,9% |
| 14 | 394,45 | 399,65 | 1,3% | 52,53 | 84,39 | 60,7% |
| 16 | 435,94 | 442,78 | 1,6% | 47,87 | 76,17 | 59,1% |
| 20 | 516,46 | 526,83 | 2,0% | 40,98 | 64,02 | 56,2% |
| 24 | 593,85 | 608,09 | 2,4% | 36,13 | 55,46 | 53,5% |
| 28 | 668,31 | 686,73 | 2,8% | 32,55 | 49,11 | 50,9% |
| 32 | 739,99 | 762,88 | 3,1% | 29,80 | 44,21 | 48,4% |
| 36 | 809,06 | 836,68 | 3,4% | 27,62 | 40,31 | 46,0% |
| 40 | 875,66 | 908,24 | 3,7% | 25,85 | 37,13 | 43,6% |
| 50 | 1003,20 | 1078,14 | 4,5% | 22,65 | 31,28 | 38,1% |

Além disso, verifica-se também que quanto menor é o valor de R_o menor será o valor de pico da sobretensão. Isso ocorre porque um menor valor de R_o proporciona um maior coeficiente de reflexão na base da torre. Assim, a onda de tensão refletida no aterramento possui maior amplitude e a sobretensão resultante na cadeia de isoladores será menor. Consequentemente, menores valores de R_o resultam em maiores correntes críticas.

A partir dos resultados da Tabela 5.13, calculou-se a taxa de desligamento para cada valor de resistência de aterramento. Os valores obtidos para ambas as metodologias são apresentados na Tabela 5.14.

Com relação às taxas de desligamento calculadas, observa-se que quanto menor é a resistência de aterramento, menor é o número de desligamentos da linha. Além disso, a metodologia do IEEE fornece valores de *BFR* menores que os valores calculados com a metodologia do CIGRÉ. As maiores diferenças são observadas para os menores valores de R_o . Na medida em que o valor de resistência de aterramento aumenta, a diferença entre os valores de *BFR* diminui.

Tabela 5.14 – Taxas de desligamento calculadas utilizando a metodologia do CIGRÉ e a metodologia do IEEE para cada valor de resistência de aterramento.

| R_o (Ω) | BFR | | Diferença |
|--------------------|--------------|-------------|------------------|
| | CIGRÉ | IEEE | |
| 10 | 1,83 | 0,67 | - 63,4% |
| 14 | 3,58 | 1,24 | - 65,4% |
| 16 | 4,51 | 1,59 | - 64,8% |
| 20 | 6,30 | 2,37 | - 62,4% |
| 24 | 7,91 | 3,25 | - 58,9% |
| 28 | 9,30 | 4,18 | - 55,1% |
| 32 | 10,46 | 5,12 | - 51,1% |
| 36 | 11,44 | 6,04 | - 47,2% |
| 40 | 12,24 | 6,93 | - 43,4% |
| 50 | 13,72 | 8,89 | - 35,2% |

Finalmente, para calcular o número de saídas da linha de transmissão por descargas atmosféricas, multiplicou-se cada um dos valores de *BFR* da Tabela 5.14 pela porcentagem de ocorrência das resistências de aterramento da Figura 5.3 e somou-se o resultado. O valor final para cada metodologia é apresentado na Tabela 5.15.

Tabela 5.15 – Números de desligamentos da linha de transmissão de 138 kV por descargas atmosféricas calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e a metodologia do IEEE.

| | CIGRÉ | IEEE | Diferença |
|------------------|--------------|-------------|------------------|
| BFR Total | 7,57 | 3,29 | - 56,5% |

A comparação entre esses valores mostra que a formulação do IEEE fornece um número de desligamento da linha aproximadamente 56% menor que o valor calculado com a formulação do CIGRÉ.

5.5 Metodologia mista: HEM/DE

Utilizando o modelo computacional HEM para cálculo das sobretensões nas cadeias de isoladores e o Método DE como critério para análise da ruptura desses isoladores foram realizadas análises de sensibilidade comparativas entre os resultados obtidos com esta metodologia mista e os resultados obtidos com as metodologias do CIGRÉ e do IEEE. Conforme descrito no Capítulo 4, a utilização do Método DE requer a escolha de um conjunto de constantes. Dos dois conjuntos avaliados, optou-se pelas constantes de Hileman (Tabela 4.4 – N° 2). Por fim, analisou-se também o efeito da forma de onda da corrente em termos do número de desligamentos da linha de transmissão.

5.5.1 Comparação CIGRÉ x HEM/DE

A partir da configuração da linha apresentada na Figura 5.1, injetou-se a onda de corrente com formato triangular da Figura 5.2 no topo da torre e foram calculadas as sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores. Os valores de pico dessas sobretensões são comparados com os valores calculados com a metodologia do CIGRÉ na Tabela 5.16.

Tabela 5.16 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e utilizando o HEM.

| Fase | V_I (kV) | | Diferença |
|------|------------|--------|-----------|
| | CIGRÉ | HEM | |
| A | 489,34 | 527,64 | 7,8% |
| B | 502,90 | 539,00 | 7,2% |
| C | 516,46 | 547,62 | 6,0% |

De acordo com esses resultados, percebe-se que os valores de pico das sobretensões calculadas com o HEM são maiores que os valores calculados com a metodologia do CIGRÉ. A maior amplitude ocorre na fase C. Aplicando o Método DE com as constantes de Hileman à onda de sobretensão resultante na cadeia de isoladores dessa fase C, calculou-se a corrente crítica. A partir da distribuição cumulativa de probabilidade do CIGRÉ (Figura 3.7), calculou-se a taxa de desligamento da linha, utilizando a Equação (5.5).

$$BFR = 0,6N_L P(I \geq I_C) \quad (5.5)$$

onde o fator 0,6 corresponde ao efeito de se considerar apenas a incidência de descargas na torre, N_L é o número de descargas coletadas pela linha por 100 km por ano e $P(I \geq I_C)$ é a probabilidade do valor de pico de uma corrente ser igual ou exceder a corrente crítica.

Considerando N_L igual a 30 descargas/100 km/ano, os resultados obtidos pela aplicação da Equação (5.5) são apresentados na Tabela 5.17.

Tabela 5.17 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados utilizando a metodologia do CIGRÉ e HEM/DE.

| | V_I (kV) | I_C (kA) | BFR |
|------------------|------------|------------|---------|
| CIGRÉ | 516,46 | 40,98 | 6,30 |
| HEM/DE | 547,62 | 51,46 | 4,22 |
| Diferença | - 6,0% | 25,6% | - 33,1% |

Embora a amplitude da sobretensão calculada com o HEM seja apenas 6% menor que a amplitude da sobretensão calculada com a metodologia do CIGRÉ, a corrente crítica fornecida pela metodologia HEM/DE é quase 26% maior que o valor calculado com a metodologia do CIGRÉ. Isso ocorre porque no cálculo da corrente crítica foi empregado o Método DE para avaliar a ocorrência de ruptura do isolamento. Assim, o valor de pico da onda de corrente que resultaria em uma sobretensão capaz de provocar uma descarga disruptiva é maior que o valor fornecido pela metodologia do CIGRÉ. Conseqüentemente, há maior probabilidade do valor de pico de uma corrente ultrapassar um menor I_C . Isso implica que o número de desligamentos da linha calculado com HEM/DE será menor que o número de desligamentos calculado com a metodologia do CIGRÉ.

5.5.2 Comparação IEEE x HEM/DE

Tomando como base os resultados gerados com a metodologia do IEEE, repetiu-se a análise comparativa feita no item anterior. Os valores de pico das sobretensões nas cadeias de isoladores das fases A, B e C são apresentados na Tabela 5.18.

Tabela 5.18 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados utilizando a metodologia do IEEE e utilizando o HEM.

| Fase | V_I (kV) | | Diferença |
|------|------------|--------|-----------|
| | IEEE | HEM | |
| A | 499,52 | 527,64 | 5,6% |
| B | 514,65 | 539,00 | 4,7% |
| C | 526,83 | 547,62 | 3,9% |

Assim como foi observado nos resultados da Tabela 5.16, em que os valores de tensão calculados com o HEM foram superiores aos valores obtidos com a metodologia do CIGRÉ, na Tabela 5.18 percebe-se que os valores de pico das sobretensões calculados com o HEM são maiores que os valores calculados com a metodologia do IEEE. Novamente, a maior amplitude ocorre na fase C. Os valores de corrente crítica e a taxa de desligamento da linha estão na Tabela 5.19.

Tabela 5.19 – Valores de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores da fase C, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados utilizando a metodologia do IEEE e HEM/DE.

| | V_I (kV) | I_C (kA) | BFR |
|-----------|------------|------------|-------|
| IEEE | 526,83 | 64,02 | 2,37 |
| HEM/DE | 547,62 | 51,46 | 3,80 |
| Diferença | 3,9% | - 19,6% | 60,2% |

A comparação entre os valores de sobretensão fornecidos pelo HEM e pela metodologia do IEEE indica uma diferença um pouco menor que 4% em relação ao valor de pico da sobretensão. Entretanto, a utilização do Método DE para o cálculo da tensão disruptiva em conjunto com o modelo HEM fornece um valor de V_d inferior ao valor calculado com a utilização da curva V-T. A tensão disruptiva calculada a partir do emprego da metodologia do IEEE é igual a 1088 kV e ocorre no instante de tempo igual a 3,83 μ s. Já a tensão disruptiva calculada a partir do Método DE é igual a 575 kV e ocorre no instante de tempo igual a 9,70 μ s. Dessa forma, a corrente crítica correspondente a esta tensão é aproximadamente 20% menor que a corrente crítica fornecida pela metodologia do IEEE e resulta em um número de desligamentos 60% maior que o valor calculado com a formulação do IEEE.

5.5.3 Efeito da distribuição cumulativa de probabilidade do valor de pico da corrente

Considerando o valor de corrente crítica calculado a partir da aplicação do Método DE à onda de sobretensão obtida com o HEM, avaliou-se o efeito das diferentes distribuições de probabilidade cumulativas adotadas pelo CIGRÉ e pelo IEEE para a amplitude de corrente nas taxas de desligamento por *backflashover* na linha em estudo. Segundo a Figura 3.7, a probabilidade de uma corrente de retorno de uma primeira descarga negativa exceder o valor crítico de 51,46 kA é 23% para a distribuição do CIGRÉ e igual a 21% para a distribuição do IEEE. Portanto, o número de desligamentos da linha calculado a partir desta distribuição é menor que o *BFR* calculado a partir da distribuição do CIGRÉ. A Tabela 5.20 indica uma diferença de 12% entre esses valores.

Tabela 5.20 – Probabilidade de uma corrente exceder o valor de I_c e o correspondente BFR calculado utilizando o HEM e as distribuições de probabilidade do CIGRÉ e do IEEE.

| Distribuição de probabilidade de I | $P(I \geq 51,46 \text{ kA}) - \text{HEM}$ | BFR |
|--------------------------------------|---|---------|
| CIGRÉ | 23% | 4,22 |
| IEEE | 21% | 3,80 |
| Diferença | | - 12,0% |

A Figura 5.5 apresenta as taxas de desligamento obtidas com todas as metodologias.

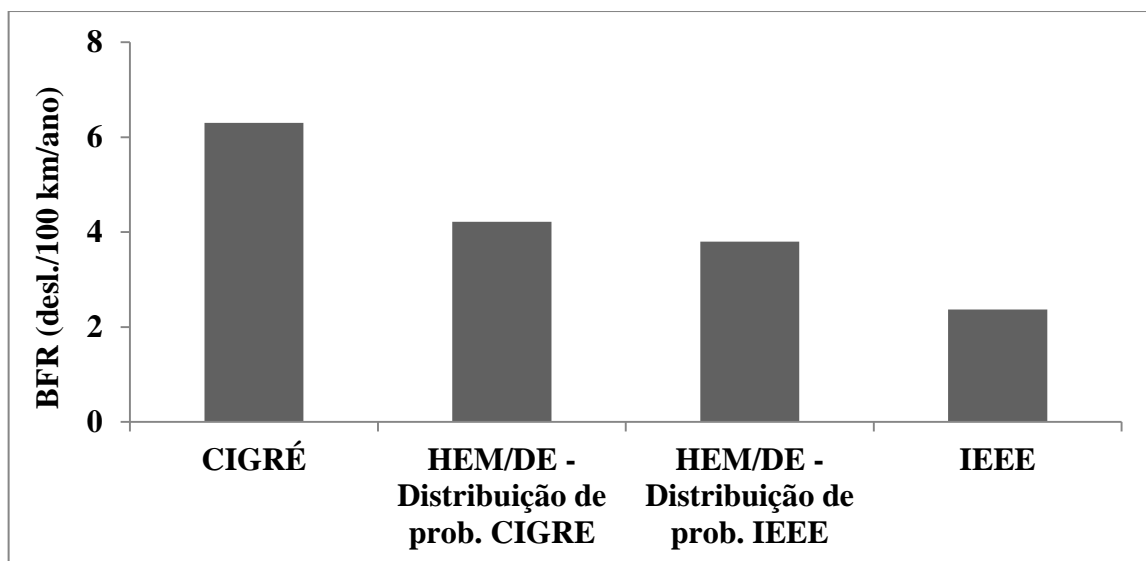


Figura 5.5 – Taxas de desligamento calculadas com as metodologias do CIGRÉ, HEM/DE e IEEE.

Os resultados indicam que para a linha de transmissão considerada, a metodologia do CIGRÉ forneceu o maior número de saídas por *backflashover*. As taxas de desligamento calculadas com a metodologia HEM/DE vêm a seguir, sendo que a distribuição de probabilidade do CIGRÉ eleva a *BFR* em relação ao valor calculado quando se considerou a distribuição de probabilidade do IEEE. Finalmente, a metodologia do IEEE apresenta-se como a que fornece o menor número de desligamentos da linha.

5.5.4 Efeito da forma de onda da corrente de retorno

No Capítulo 4, avaliou-se a aplicação do Método DE às ondas de sobretensão resultantes nas cadeias de isoladores da linha de transmissão de 138 kV. Essas ondas decorrem da injeção de duas formas de onda de corrente no topo da torre: triangular e representativa. No entanto, naquela ocasião a análise ficou restrita aos valores de tensão disruptiva, às correntes críticas e ao tempo necessário para a disrupção para cada forma de onda. Por isso, esta seção tem como objetivo complementar a análise avaliando o efeito das diferentes formas de onda de corrente em termos do número esperado de desligamentos da linha de transmissão devido à incidência de descargas atmosféricas.

Utilizando o HEM e considerando o efeito das reflexões das ondas nas torres adjacentes, foram calculadas as sobretensões resultantes em cada uma das cadeias de isoladores da torre (Figura 5.6). Adotou-se 20Ω como valor de resistência de aterramento. Os valores de pico dessas sobretensões são apresentados na Tabela 5.21.

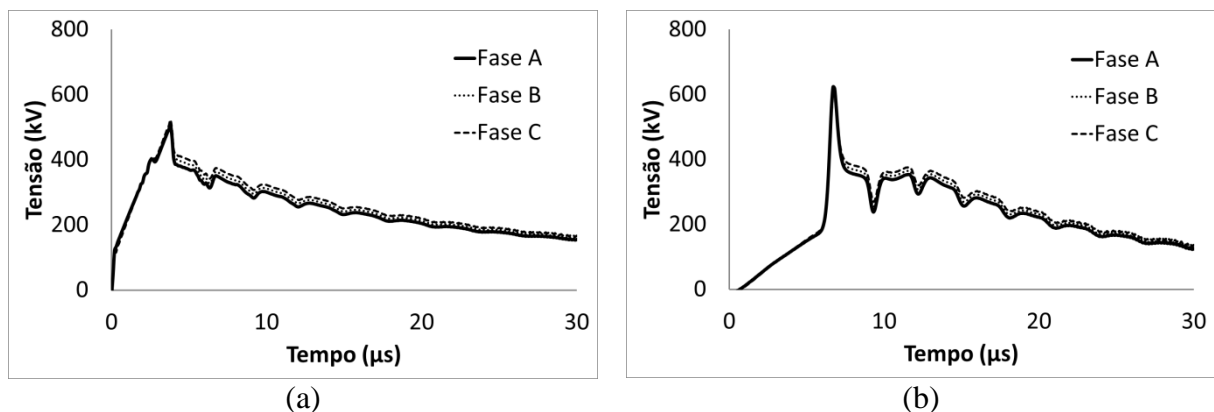


Figura 5.6 – Formas de onda das sobretensões decorrentes da injeção de um corrente com formato (a) triangular e (b) representativo.

Tabela 5.21 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores das fases A, B e C calculados a partir da injeção de correntes com forma de onda triangular e representativa.

| Fase | V_I (kV) | | Diferença |
|------|------------|----------------|-----------|
| | Triangular | Representativa | |
| A | 527,64 | 637,38 | 20,8% |
| B | 539,00 | 628,03 | 16,5% |
| C | 547,62 | 618,18 | 12,9% |

A Figura 5.6 apresenta as formas de onda das tensões resultantes da injeção de uma corrente com formato triangular e de uma corrente com formato representativo. Embora as ondas de corrente possuam um mesmo tempo de frente (t_{d30} igual a 3,83 μ s), a forma de onda da corrente representativa apresenta um maior tempo para pico (7,20 μ s) e uma concavidade pronunciada na frente da onda. Essas características influenciam significativamente a forma de onda e os valores de pico da sobretensão resultante.

De acordo com a Tabela 5.21, percebe-se que os valores de pico das sobretensões resultantes da injeção de uma corrente com forma de onda representativa são superiores aos valores de pico das sobretensões resultantes da injeção de uma corrente com formato em rampa. Enquanto para a forma de onda triangular a maior tensão ocorre na cadeia de isoladores da fase C, para a forma de onda representativa, a maior tensão ocorre na fase A. Tomando o pior caso (maior valor de tensão) como base para o cálculo, avaliou-se o efeito das diferentes formas de onda no valor da corrente crítica e do número de desligamentos da linha. A Tabela 5.22 apresenta esses resultados.

A sobretensão resultante a partir da injeção da corrente com forma de onda representativa é aproximadamente 16% maior que a sobretensão resultante da injeção da corrente com forma de onda triangular. Essa diferença faz com que a corrente crítica da forma de onda representativa seja um pouco superior ao valor de I_C da forma de onda triangular (3,6%). Utilizando ambas as distribuições de probabilidade, os números de desligamentos calculados considerando a onda representativa são aproximadamente 7% inferiores aos valores calculados considerando a onda com formato triangular.

Vale destacar que uma das limitações da utilização do Método DE é sua aplicação a ondas oscilatórias. Contudo, as variações de tensão observadas nos surtos apresentados na Figura 5.6 não impossibilitam o emprego do Método DE para cálculo do efeito disruptivo.

Tais variações são provenientes das reflexões da onda de tensão nas torres adjacentes e a limitação do Método DE refere-se àquelas ondas que apresentam uma característica oscilatória, como ondas senoidais, por exemplo.

Tabela 5.22 – Valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores, correntes críticas e números de desligamentos da linha de transmissão calculados a partir da injeção de ondas de corrente com formato triangular e representativo.

| Forma de onda da corrente | V_I (kV) | I_C (kA) | BFR | |
|---------------------------|-----------------|------------|-----------------------------------|----------------------------------|
| | | | Distribuição de corrente do CIGRÉ | Distribuição de corrente do IEEE |
| Triangular | 547,62 (fase C) | 51,46 | 4,22 | 3,80 |
| Representativa | 637,38 (fase A) | 53,32 | 3,90 | 3,53 |
| Diferença | 16,4% | 3,6% | - 7,6% | - 7,1% |

6 Conclusões

6.1 Considerações iniciais

Os efeitos associados à incidência direta de descargas atmosféricas em linhas de transmissão despertam o interesse das empresas do setor elétrico, uma vez que esta é a principal causa de desligamentos não programados das linhas. O desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas é assunto recorrente nas investigações que buscam uma melhoria da qualidade da energia elétrica entregue aos consumidores.

Nesse sentido, o presente trabalho apresentou e utilizou as metodologias tradicionais para o cálculo do número esperado de desligamentos de uma linha de transmissão devido à ocorrência de *backflashover*. Essas metodologias foram formuladas pelo CIGRÉ e pelo IEEE e são amplamente utilizadas na avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas. Utilizou-se também uma metodologia mista, a qual envolve o cálculo das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores utilizando um avançado modelo computacional (HEM) e a adoção de um consistente critério para a determinação da suportabilidade dos isolamentos frente a essas sobretensões.

Como os procedimentos necessários para a modelagem tradicional do sistema elétrico e para o cálculo do seu desempenho levam em conta uma série de considerações, buscou-se investigar o impacto das simplificações adotadas nos resultados obtidos. Esses resultados são constituídos basicamente pelos valores de pico das sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores e pelo índice que mensura o desempenho das linhas: número de desligamentos/100 km/ano.

Além disso, foram abordados dois tópicos relevantes para o estudo do desempenho de linhas de transmissão frente às descargas atmosféricas: o comportamento do aterramento elétrico das torres em termos da representação do efeito de ionização do solo e a avaliação dos

métodos tradicionalmente utilizados para a representação do processo de disrupção em isolamentos de linhas de transmissão.

6.2 Avaliações conclusivas

As análises dos resultados obtidos neste trabalho permitem a elaboração de algumas conclusões a respeito dos seguintes tópicos:

- Efeito da ionização do solo no aterramento elétrico das torres;
- Métodos para a avaliação da ocorrência de ruptura de isolamento;
- Metodologias para cálculo do desempenho de linhas de transmissão.

6.2.1 Efeito da ionização do solo no aterramento elétrico das torres

Dada uma incidência de descarga atmosférica na linha, o comportamento do aterramento elétrico da torre tem um papel fundamental no estabelecimento da sobretensão resultante nas cadeias de isoladores. Por isso, é importante avaliar a representação do efeito da ionização do solo para o cálculo do desempenho da linha de transmissão.

A representação do efeito da ionização do solo no aterramento é geralmente realizada por meio da redução do valor de resistência de aterramento. Essa redução pode ser calculada por meio da formulação sugerida pelo CIGRÉ ou por meio de um procedimento que considera o aumento do raio efetivo do eletrodo.

Considerando a formulação do CIGRÉ, conclui-se que a redução percentual da resistência de aterramento é mais intensa para menores valores de resistividade do solo. Isso ocorre porque em solos de baixa resistividade a corrente necessária para dar início ao processo de ionização é menor.

O efeito da ionização do solo é mais pronunciado para valores elevados de resistência de aterramento. Quanto maior é o valor de R_0 , maior é sua redução percentual. Além disso, a redução de R_0 é mais intensa para elevadas amplitudes da corrente que percorre o aterramento.

Em relação ao campo elétrico crítico necessário para dar início ao processo de ionização do solo, notou-se que os maiores percentuais de redução da resistência de

aterramento ocorrem se for considerado um baixo valor de E_c . O processo de ionização tem seu início facilitado quando se considera um menor valor de campo elétrico crítico. Nesse caso, a corrente necessária para dar início ao processo se reduz.

Em comparação com o procedimento que considera o aumento do raio efetivo, a formulação sugerida pelo CIGRÉ é mais conservadora, pois promove uma menor redução nos valores de resistência de aterramento. Tal redução é dependente do valor de campo elétrico crítico adotado para dar início ao processo de ionização. Assim, a escolha desse valor é de fundamental importância para determinar a intensidade do efeito do fenômeno de ionização no aterramento.

6.2.2 Métodos para a avaliação da ocorrência de ruptura de isolamento

Este trabalho avaliou três dos principais critérios apresentados na literatura tradicional para determinar a ocorrência de descargas disruptivas em isoladores: o CFO, a curva V-T e o Método DE.

A metodologia do CIGRÉ considera que uma ruptura de isolamento ocorre quando o valor de pico da sobretensão resultante na cadeia de isoladores supera o valor do CFO_{ns} desse isolamento. Este é o método mais simplificado para avaliação da ocorrência de descargas disruptivas em isolamentos de linhas de transmissão. Contudo, a suportabilidade dos isoladores quando submetidos a ondas de sobretensão não depende apenas da amplitude, mas também de outros fatores como forma de onda, polaridade e o tempo a que o isolamento fica submetido a esta tensão. Embora, a metodologia do CIGRÉ aplique um fator de correção responsável por aumentar a tensão crítica disruptiva, a simples comparação entre os valores de pico não abrange os demais fatores de influência.

A metodologia do IEEE faz uso da curva tensão-tempo (V-T) para determinar a ocorrência de descargas disruptivas. A curva V-T relaciona o valor da tensão disruptiva com o tempo relativo à ruptura do isolamento. Entretanto, nos ensaios de obtenção das curvas V-T para um determinado tipo de isolador são empregados impulsos de tensão padronizados, os quais diferem significativamente das formas de onda das sobretensões resultantes a partir da incidência de descargas atmosféricas. Assim, a utilização de tal método deve levar em conta

essa limitação, o que nem sempre é observado nos trabalhos e programas computacionais que adotam a metodologia do IEEE, por exemplo.

O terceiro procedimento para a avaliação da suportabilidade de isolamentos submetidos à sobretensões de origem atmosférica abordado nesta dissertação corresponde ao Método DE. O conceito desse método baseia-se na ideia que cada surto de tensão possui um efeito disruptivo associado. Se esse efeito disruptivo exceder o valor crítico, o surto de tensão é capaz de promover uma descarga disruptiva, causando a ruptura do isolamento. Para o cálculo desse efeito, bem como dos parâmetros necessários para a determinação dos valores de tensão e de tempo para a disrupção, a literatura apresenta uma série de constantes que podem ser empregadas.

Este trabalho avaliou dois conjuntos de constantes sugeridos por (CALDWELL e DARVENIZA, 1973) e por (HILEMAN, 1999). Os resultados obtidos indicam que a utilização das constantes de Hileman representa uma escolha conservadora no sentido de sugerir que o isolamento teria uma suportabilidade maior que aquela avaliada pelo método caso as constantes de Caldwell e Darveniza fossem adotadas. Embora os valores de tensão disruptiva fornecidos pelas constantes de Hileman sejam menores, as rupturas de isolamento ocorreram em instantes de tempo maiores que aqueles fornecidos pelas constantes de Caldwell e Darveniza.

6.2.3 Metodologias para cálculo do desempenho de linhas de transmissão

Análises de sensibilidade foram realizadas de forma a identificar os parâmetros de maior influência na determinação do desempenho de uma linha de transmissão de 138 kV em termos do número de desligamentos da linha por *backflashover*.

As considerações das reflexões das ondas de tensão nos vãos adjacentes e do efeito da ionização do solo na resistência de aterramento contribuem para a redução da taxa de saída da linha de transmissão. A escolha do tempo de frente a ser utilizado para a representação da onda de corrente também influencia o resultado final no sentido de aumentar o número de desligamentos caso seja adotado um menor tempo de frente.

Os resultados associados à metodologia do CIGRÉ são mais conservadores do que aqueles referentes à metodologia do IEEE. Isso ocorre porque na composição da taxa de desligamento, o fator que mais exerce influência é o valor da tensão disruptiva. Na sequência de cálculo, essa tensão determina o valor de corrente crítica. Assim, uma elevada tensão disruptiva resulta em um elevado valor de I_C . Consequentemente, a probabilidade da amplitude de uma corrente de descarga superar um grande valor de I_C é menor e essa probabilidade influencia diretamente o cálculo do número de desligamentos/100 km/ano.

A tensão disruptiva (V_d) é determinada por um dos métodos que avaliam a suportabilidade do isolamento. Assim, os valores de V_d fornecidos pela metodologia do CIGRÉ, que utiliza o CFO_{ns} , são inferiores aos valores de V_d fornecidos pela metodologia do IEEE, a qual faz uso da curva V-T. Além disso, para um mesmo valor de I_C , a distribuição de probabilidade cumulativa para a amplitude da corrente de descarga do CIGRÉ fornece um valor de probabilidade maior que a distribuição do IEEE, o que contribui ainda mais para que o número de desligamentos calculado com a formulação do CIGRÉ seja superior ao do IEEE.

A taxa de saída calculada com metodologia de análise mista composta pelo HEM e pelo Método DE situa-se entre as taxas calculadas com as formulações do CIGRÉ e do IEEE. Nesse sentido, os resultados fornecidos pelo CIGRÉ mostram-se mais conservadores que aqueles calculados pela aplicação do HEM/DE, sendo estes últimos mais conservadores que os resultados obtidos com a utilização da metodologia do IEEE.

Finalmente, com a aplicação do HEM/DE também foi possível avaliar a influência da adoção de uma forma de onda representativa de corrente ao invés da forma de onda triangular adotada pelas metodologias tradicionais. Os resultados indicam que o número de desligamentos calculado considerando a onda representativa é inferior ao valor calculado considerando a onda com formato triangular, para as condições avaliadas (linha de transmissão de 138 kV).

6.3 Proposta de continuidade

Os desenvolvimentos apresentados nesta dissertação de mestrado indicam uma série de desdobramentos relativos ao tema analisado. Dentre eles, propõe-se a inclusão do fenômeno falha de blindagem nas análises desenvolvidas. Nesse estudo, poderiam ser

avaliadas as diferentes formulações para o cálculo do raio de atração e o seu impacto na taxa de desligamentos da linha por descargas atmosféricas.

Outro possível desdobramento consiste no desenvolvimento de uma análise mais aprofundada a respeito do processo de ionização do solo. Investigações experimentais poderiam corroborar as hipóteses adotadas em relação à influência dos valores de campo elétrico crítico no valor de impedância de aterramento. Um aspecto interessante que poderia ser avaliado é a dinâmica do processo e sua inclusão nas metodologias apresentadas.

Sugere-se também o desenvolvimento de análises de sensibilidade relativas à aplicação das metodologias de análise de desempenho apresentadas por meio de uma abordagem probabilística. Deste modo, a aplicação do Método de Monte Carlo para a definição dos parâmetros de interesse nas simulações poderia ser utilizada de modo a avaliar o impacto deste tipo de abordagem na taxa de desligamentos da linha. Vislumbra-se também a constituição de uma metodologia de cálculo de desempenho mais apurada que seja capaz de incluir do efeito das descargas subsequentes no cálculo da taxa de desligamentos por *backflashover*.

7 Referências Bibliográficas

ANDERSON, J. G. Lightning Performance of Transmission Lines. In: _____ **Transmission Line Reference Book – 345 kV and Above**. 2. ed. California: Electric Power Research Institute – EPRI, 1982. p. 545-597.

ANEEL. Resolução Normativa n. 67, de 8 de junho de 2004. **Diário Oficial**: Brasília, Seção 1, p. 82, 8 jun. 2004. Disponível em: <<http://www.aneel.gov.br/cedoc/ren2004067.pdf>>. Acesso em: 20 abr. 2013.

ANEEL. Resolução Normativa n. 205, de 26 de dezembro de 2005. **Diário Oficial**: Brasília, Seção 1, p. 96, 26 dez. 2005. Disponível em: <<http://www.aneel.gov.br/cedoc/bren2005205.pdf>>. Acesso em: 20 abr. 2013.

ANEEL. **Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional – PRODIST**: Módulo 8 – Qualidade da Energia Elétrica, Revisão 4, 1 fev. 2012. Disponível em: <http://www.aneel.gov.br/arquivos/PDF/M%C3%B3dulo8_Revis%C3%A3o_4.pdf>. Acesso em: 20 abr. 2013.

BRAZ, C. P. **Avaliação do Comportamento Dielétrico de Isoladores de Distribuição de Média Tensão Frente a Impulsos Atmosféricos Não Normalizados**. Tese (Doutorado em Energia) - Escola Politécnica / Faculdade de Economia e Administração / Instituto de Eletrotécnica e Energia / Instituto de Física, Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 130. 2011.

CALDWELL, R. O.; DARVENIZA, M. Experimental and analytical studies of the effect of non-standard waveshapes on the impulse strength of external insulation. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-92, n. 4, p. 1420-1428, 1973.

CHISHOLM, W. A. New Challenges in Lightning Impulse Flashover Modeling of Air Gaps and Insulators. **IEEE Electrical Insulation Magazine**, v. 26, n. 2, 2010.

CHISHOLM, W. A.; HYDRO, O.; CHOW, Y. L.; SRIVASTAVA, K. D. Lightning Surge Response Of Transmission Towers. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-102, n. 9, p. 3232-3242, set. 1983.

CIGRÉ. Working Group 01 (Lightning) Study Committee 33 (Overvoltages and Isulation Coordination). Guide to Procedures for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines. **Cigré Brochure 63**, out. 1991.

DE CONTI, A.; VISACRO, S. Analytical Representation of Single- and Double-Peaked Lightning Current Waveforms. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 49, n. 2, mai. 2007.

EPE. **Balanco Energético Nacional - Ano base 2011: Resultados Preliminares**, Rio de Janeiro, p. 53, 2012. Disponível em: <https://ben.epe.gov.br/downloads/Resultados_Pre_BEN_2012.pdf>. Acesso em: 4 Julho 2013.

ERIKSSON, A. J. The Incidence of Lightning Strikes to Transmission Lines. **IEEE Power Engineering Review**, v. 7, p. 66-67, jul. 1987.

FRONTIN, S. O. **Prospecção e hierarquização de inovações tecnológicas aplicadas a linhas de transmissão**. Brasília: Goya, 2010. 366 p.

HAUSCHILD, W.; MOSCH, W. **Statistical Techniques for High-Voltage Engineering**. Londres: Peter Peregrinus, 1992. 308 p.

HILEMAN, A. R. **Insulation Coordination for Power Systems**. Nova York: CRC Press, 1999. 764 p.

IEEE. Working Group on Lightning Performance of Transmission Lines. A Simplified Method for Estimating Lightning Performance of Transmission Lines. **IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-104, n. 4, abr. 1985.

IEEE. **Guide for Improving the Lightning Performance of Transmission Lines**. IEEE Std 1243. [S.l.], 1997.

LIMA, J. L. C. **Avaliação experimental sobre o efeito de ionização do solo devido à injeção de correntes impulsivas**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, p. 142. 2008.

NUCCI, C. A. **A Survey on CIGRÉ and IEEE Procedures for the Estimation of the Lightning Performance of Overhead Transmission and Distribution Lines**. In: International Symposium on Lightning Protection (SIPDA), 10. Curitiba: Proceedings. 2009. p. 151-165.

OLIVEIRA, V. H. D.; PEDROSA, A. G.; VISACRO, S. **Experimental Investigation on Soil Ionization - First Results**. In: GROUND 2012 & 5th LPE - INTERNATIONAL CONFERENCE ON GROUNDING AND EARTHING & 5TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PHYSICS AND EFFECTS (GROUND 2012 & 5th LPE). Bonito: Proceedings. 2012. p. 158-161.

ONS. Submódulo 20.1: Glossário de termos técnicos. In: **Procedimentos de Rede**, Revisão 1.0, p. 18, 5 ago. 2009. Disponível em: <http://www.ons.org.br/download/procedimentos/modulos/Modulo_20/Subm%C3%B3dulo%2020.1_Rev_1.0.pdf>. Acesso em: 20 abr. 2013.

ONS. **Operação do Sistema Interligado Nacional**: Dados relevantes, 2011a. Disponível em: <http://www.ons.org.br/download/biblioteca_virtual/publicacoes/dados_relevantes_2011/arquivos/Cap7/7excel/7e-Extensao-de-Linhas-de-Transmissao.xlsx>. Acesso em: 4 jul. 2013.

ONS. Submódulo 2.4: Requisitos mínimos para linhas de transmissão aéreas. In: **Procedimentos de Rede**, Revisão 2.0, p.8, 9 nov. 2011b. Disponível em: <[http://extranet.ons.org.br/operacao/prdocme.nsf/videntificadorlogico/CB3C1CCC10CDF25583257945005D5185/\\$file/Subm%C3%B3dulo%202.4_Rev_2.0.pdf?openelement](http://extranet.ons.org.br/operacao/prdocme.nsf/videntificadorlogico/CB3C1CCC10CDF25583257945005D5185/$file/Subm%C3%B3dulo%202.4_Rev_2.0.pdf?openelement)>. Acesso em: 20 abr. 2013.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S.; SOUZA, R. E.; DE CONTI, A. **Assessing the Impact of Subsequent Strokes on the Lightning Performance of Transmission Lines of 138 kV**. In: 31st INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION (ICLP). Viena: Proceedings. 2012a. p. 1-5.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S.; DE CONTI, A.; MESQUITA, C. R. Backflashovers of Transmission Lines Due to Subsequent Lightning Strokes. **IEEE Transactions On Electromagnetic Compatibility**, v. 54, n. 2, p. 316-322, abr. 2012b.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S.; DE CONTI, A. **Lightning Performance of 138-kV Lines - The Influence of the Frequency Dependence of Soil Parameters and Subsequent Stroke Currents a Case Study**. In: GROUND 2012 & 5th LPE - INTERNATIONAL CONFERENCE ON GROUNDING AND EARTHING & 5TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PHYSICS AND EFFECTS (GROUND 2012 & 5th LPE). Bonito: Proceedings. 2012c. p. 204-209.

VISACRO, S. A representative curve for lightning current waveshape of first negative stroke. **Geophysical Research Letters**, 31, L07112, abr. 2004.

VISACRO, S. **Descargas Atmosféricas: uma abordagem de engenharia**. São Paulo: Artliber, 2005. 268 p.

VISACRO, S. Direct strokes to transmission lines: Considerations on the mechanisms of overvoltage formation and their influence on the lightning performance of lines. **Journal of Lightning Research**, 1, 2007a. p. 60-68.

VISACRO, S. A Comprehensive Approach to the Grounding Response to Lightning Currents. **IEEE Transactions On Power Delivery**, v. 22, n. 1, p. 381-386, jan. 2007b.

VISACRO, S.; SILVEIRA, F. H.; XAVIER, S.; FERREIRA, H. B. **Frequency Dependence of Soil Parameters: The Influence on the Lightning Performance of Transmission Lines**. In: 31st INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION (ICLP). Viena: Proceedings. 2012. p. 1-4.

VISACRO, S.; SOARES, A. **Análise do Efeito da Intensidade de Corrente de Descarga no Comportamento Transitório de Aterramentos Elétricos**. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA (XIII SNPTEE), 13. Balneário Camboriú: Anais. 1995.

VISACRO, S.; SOARES, A. HEM: A Model for Simulation of Lightning-Related Engineering Problems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 20, n. 2, p. 1026-1028, abr. 2005.

WITZKE, R. L.; BLISS, T. J. Co-ordination of lightning arrester location with transformer insulation level. **Transaction AIEE**, v. 69, Pt. I, p. 964-975, jan. 1950a.

WITZKE, R. L.; BLISS, T. J. Surge protection of cable connected equipment. **Transactions AIEE**, v. 69, Pt. I, p. 527-542, jan. 1950b.