

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

ACÁCIO SILVA NETO

**O MODELO SLIM (“SELF-CONSISTENTLY INTERCEPTION MODEL”)
PARA ESTIMATIVA DA INCIDÊNCIA DE DESCARGAS
ATMOSFÉRICAS EM ESTRUTURAS - AVALIAÇÃO E APLICAÇÃO NA
ANÁLISE DO DESEMPENHO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO DE
ENERGIA**

**SÃO PAULO
2012**

ACÁCIO SILVA NETO

O MODELO SLIM (“SELF-CONSISTENTLY INTERCEPTION MODEL”) PARA
ESTIMATIVA DA INCIDÊNCIA DE DESCARGAS ATMOSFÉRICAS EM
ESTRUTURAS - AVALIAÇÃO E APLICAÇÃO NA ANÁLISE DO DESEMPENHO DE
LINHAS DE TRANSMISSÃO DE ENERGIA

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

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Piantini

Versão Corrigida

(versão original disponível na Biblioteca da Unidade que aloja o Programa e na Biblioteca de Teses e Dissertações da USP)

SÃO PAULO
2012

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

FICHA CATALOGRÁFICA

Silva Neto, Acácio

O modelo SLIM (“Self-consistently Interception Model”) para estimativa da incidência de descargas atmosféricas em estruturas - avaliação e aplicação na análise do desempenho de linhas de transmissão de energia./ Acácio Silva Neto; orientador Alexandre Piantini. – São Paulo, 2012.

142 f. : il.; 30cm.

Tese (Doutorado – Programa de Pós-Graduação em Energia) – EP / FEA / IEE / IF da Universidade de São Paulo.

1. Sistemas elétricos de potência – proteção 2. Descargas atmosféricas .3. Linhas de transmissão de energia elétrica I.
Título.

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

ACÁCIO SILVA NETO

“O modelo SLIM ("Self-Consistently Interception Model") para estimativa da incidência de descargas atmosféricas em estruturas - avaliação e aplicação na análise do desempenho de linhas de transmissão de energia”

Tese defendida e aprovada pela Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Alexandre Piantini – PPGE/USP
Orientador e Presidente da Comissão Julgadora

Prof. Dr. Jorge Mieczyslaw Janiszewski – EP/USP

Prof. Dr. Arnaldo Gakiya Kanashiro – PPGE/USP

Prof. Dr. Manuel Luís Barreira Martinez - UNIFEI

Prof. Dr. José Ezequiel Ramos - UNIR

À minha esposa Regina e
aos nossos filhos Miguel
Henrique e Gabriel Luís.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao orientador Prof. Dr. Alexandre Piantini pelos ensinamentos e dedicação, pela oportunidade oferecida e incentivo nos momentos mais difíceis.

Ao Prof. Dr. Marley Becerra e ao Prof. Dr. Vernon Cooray por fornecerem o modelo SLIM, e pelo apoio e suporte na realização deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Arnaldo G. Kanashiro e ao Prof. Dr. Jorge M. Janiszewski pelas sugestões dadas na qualificação e incentivo aos meus estudos ao longo desses anos.

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

Aos amigos Paulo Obase, Thaís O. de Carvalho e Celso Braz pela colaboração e ajuda ao longo da realização deste trabalho.

A Fátima, a Penha e a Lourdes da biblioteca do IEE/USP pelo auxílio nas pesquisas bibliográficas e na adequação das referências de acordo com as regras da USP.

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

A Regina pelo incentivo, apoio e dedicação.

Finalmente agradeço a Deus por estar sempre comigo.

RESUMO

SILVA NETO, ACÁCIO. **O modelo SLIM (“Self-consistently Interception Model”) para estimativa da incidência de descargas atmosféricas em estruturas - avaliação e aplicação na análise do desempenho de linhas de transmissão de energia.** 2012. 143 f. Tese (Doutorado em Ciências) - Programa de Pós-Graduação em Energia da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

O desempenho de uma linha de transmissão de energia está diretamente ligado ao número médio anual de descargas que nela incidem, o qual depende da densidade média de descargas ao solo na região e também do grau de exposição da linha. Modelos com diferentes graus de complexidade são encontrados na literatura para a estimativa da área de atração de estruturas a descargas atmosféricas. Entretanto, além das grandes simplificações sobre a física das descargas nas quais a maioria desses modelos se baseia, até recentemente não era possível considerar a configuração tridimensional das estruturas. Essa é uma limitação importante, pois detalhes do objeto afetam o campo elétrico e, conseqüentemente, o processo de formação do líder ascendente. Nesse contexto, o modelo desenvolvido em 2006 por Becerra e Cooray - SLIM (“self-consistently interception model”) – utiliza os conceitos mais recentes da física das descargas para a análise dos processos de formação e propagação do líder. Ao contrário dos demais modelos, o SLIM possibilita que se leve em conta a geometria tridimensional da estrutura. O modelo foi validado com base em comparações entre valores de campo elétrico para estabilização do líder em função da altura calculados e medidos em experimentos utilizando a técnica de descargas provocadas por foguetes, tendo-se obtido excelente concordância entre os resultados. Este trabalho destaca os aspectos mais importantes do SLIM e apresenta uma análise comparativa do mesmo com outros modelos bastante conhecidos, como o Modelo Eletrogeométrico, o Modelo de Eriksson e o Modelo de Rizk, além do procedimento simplificado recomendado pelo Guia IEEE Std. 1243. A análise é feita em termos da distância e do raio de atração, do número de descargas incidentes em uma linha de transmissão e do desempenho da mesma frente a descargas atmosféricas, discriminando as taxas de falhas causadas por falha de blindagem e por “backflashover”.

Palavras-Chave: descargas atmosféricas, linhas de transmissão, distância de atração, interrupções.

ABSTRACT

SILVA NETO, ACÁCIO. **The Self-consistently Interception Model (SLIM) for estimating the lightning incidence to structures – evaluation of the model and application to the analysis of lightning performance of power transmission lines.** 2012. 143 f. Tese (Doutorado em Ciências) - Programa de Pós-Graduação em Energia da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

In general, about 20 % to 60 % of the electric power service interruptions of distribution lines are attributed to lightning. For transmission lines, a typical figure is 70 %. The appraisal of the lightning performance of a power line is related to its mean flash collection rate, which depends on the mean ground flash density of the region and on the line exposure to direct lightning strokes. Models of different degrees of complexity are found in the literature for the estimation of lightning striking distances of objects and structures. However, besides the oversimplifications of the physical nature of the lightning discharge on which most of the models are based, till recently the tridimensional structure configuration could not be considered. This is an important limitation, as edges and other details of the object affect the electric field and, consequently, the upward leader initiation. Within this context, the self-consistently interception model (SLIM) proposed in 2006 by Becerra and Cooray is state-of-the-art leader inception and propagation leader model based on the physics of leader discharges which, unlike the other existing models, enables the tridimensional geometry of the structure to be taken into account. For the validation of the model, data obtained in rocket-triggered lightning experiments were used and an excellent agreement was found between measured and calculated leader stabilization electric fields as a function of the height of the rocket. This work describes the most important aspects of the new model and presents a comparative analysis of SLIM and other well-known model such as the Electrogeometric Model (EGM), Eriksson's Model, and Rizk's Model, as well as the simplified procedure recommended by IEEE Std. 1243. The analysis is done in terms of the striking distance, attractive radius, and the flash collection rate of a transmission line, as well as on its lightning performance, discriminating between the failure rates caused by shielding failure and backflashover.

Keywords: lightning, transmission lines, striking distance, power interruptions.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	10
1.1 Objetivo.....	17
1.2 Motivação do Estudo.....	18
1.3 Metodologia.....	19
1.4 Estrutura do Trabalho.....	19
2 ESTADO DA ARTE.....	20
2.1 Modelos Físicos de Propagação de Líderes.....	20
2.2 Modelos de Engenharia para Estimativa da Distância de Atração.....	30
2.3 Dados de Campo sobre a Incidência de Descargas Atmosféricas em Linhas de Transmissão.....	42
3 O MODELO SLIM DE PROPAGAÇÃO DE LÍDERES.....	48
3.1 Modelo Físico de Iniciação de Líder Estável.....	48
3.2 Cálculo da Carga Corona por meio do Método de Simulação de Cargas.....	54
3.3 Implementação do Modelo.....	56
3.4 Validação do Campo de Estabilização Calculado.....	61
3.5 Cálculo da Distância de Atração.....	64
3.6 Aperfeiçoamento do Modelo SLIM.....	67
4 DESCARGAS ATMOSFÉRICAS EM LINHAS DE TRANSMISSÃO.....	69
4.1 Fenômeno e Principais Parâmetros das Descargas Atmosféricas.....	69
4.2 Sobretensões Causadas por Descargas Atmosféricas Indiretas.....	82
4.3 Sobretensões Causadas por Descargas Atmosféricas Diretas.....	87
4.3.1 Falha de Blindagem.....	87
4.3.2 “Back Flashover”	92

5 ANÁLISE COMPARATIVA DO MODELO SLIM PARA ESTIMATIVA DOS NÚMEROS DE DESCARGAS DIRETAS E DE FALHAS DE BLINDAGEM EM LINHAS DE TRANSMISSÃO.....	96
5.1 Distância e Raio de Atração de Linhas e Estruturas Elevadas.....	96
5.2 Estimativa da Incidência de Descargas Atmosféricas em Linhas de Transmissão.....	106
5.3 Análise do Número de Interrupções por Descargas Atmosféricas em Linha de Transmissão.....	117
6 CONCLUSÕES	128
REFERÊNCIAS.....	133

1 INTRODUÇÃO

O fornecimento de energia elétrica com qualidade tem se tornado ultimamente um assunto mais importante à sociedade devido a diversos fatores. Dentre eles pode se citar o uso atual de equipamentos mais sensíveis aos distúrbios elétricos, o aumento do uso de cargas não lineares, a regulação do setor elétrico com a exigência de qualidade do fornecimento de energia dentro dos índices estabelecidos e maior conhecimento, por parte dos consumidores, de seus direitos. A crescente integração dos processos significa que a falha de qualquer componente traz consequências ainda mais importantes para o sistema elétrico. Como atualmente muitos equipamentos estão ligados em rede a falha ou desligamento inesperado causa muito mais transtorno que no caso de equipamento isolado. Porém, pode-se dizer que a razão final do interesse no fornecimento de energia com qualidade está no impacto econômico (Dugan, McGranaghan e Wayne Beaty, 1996).

Um ponto importante a ser definido é o que significa qualidade de energia elétrica. Uma mesma energia elétrica pode ter diferentes classificações (boa, ruim ou satisfatória, por exemplo) dependendo do seu uso e também do cliente que a está consumindo (residencial, comercial, industrial etc.). Em geral é considerado que a energia elétrica possui boa qualidade quando a mesma não causa falha ou mau funcionamento nos equipamentos. Os distúrbios na energia elétrica fornecida podem ser ocasionados por tensões (em sua maioria) ou correntes e são classificadas segundo o conteúdo espectral, duração típica e amplitude típica da tensão. Na Tabela 1.1 é mostrada a classificação feita pelo IEEE (“Institute of Electrical and Electronics Engineers”) dos possíveis distúrbios encontrados na energia elétrica.

Tabela 1.1: Descrição das características dos fenômenos de qualidade da energia elétrica (adaptada de IEEE Std. 1159 (1995)).

Categoria	Conteúdo Espectral Típico	Duração Típica	Amplitude de Tensão Típica
1.0 Transitórios			
1.1 Impulsivos			
1.1.1 Nanosegundos	subida em 5 ns	< 50 ns	
1.1.2 Microsegundos	subida em 1 μ s	50 ns - 1 ms	
1.1.3 Milisegundos	subida em 0,1 ms	> 1ms	
1.2 Oscilatório			
1.2.1 Baixa Frequência	< 5kHz	0,3 ms a 50 ms	0 - 4 pu
1.2.2 Média Frequência	5 kHz - 500 kHz	20 μ	0 - 8 pu
1.2.3 Alta Frequência	0,5 MHz - 5 MHz	5 μ s	0 - 4 pu
2 Variações de curta duração			
2.1 Instantânea			
2.1.1 Interrupção		0,5 ciclo - 30 ciclos	< 0,1 pu
2.1.2 Afundamento ou "Sag" ("dip")		0,5 ciclo - 30 ciclos	0,1 pu - 0,9 pu
2.1.3 Elevação ou "Swell"		0,5 ciclo - 30 ciclos	1,1 pu - 1,8 pu
2.2 Momentânea			
2.2.1 Interrupção		30 ciclos - 3 s	< 0,1 pu
2.2.2 Afundamento ou "Sag" ("dip")		30 ciclos - 3 s	0,1 pu - 0,9 pu
2.2.3 Elevação ou "Swell"		30 ciclos - 3 s	1,1 pu - 1,4 pu
2.3 Temporário			
2.3.1 Interrupção		3 s - 1 minuto	< 0,1 pu
2.3.2 Afundamento ou "Sag" ("dip")		3 s - 1 minuto	0,1 pu - 0,9 pu
2.3.3 Elevação ou "Swell"		3 s - 1 minuto	1,1 pu - 1,2 pu
3 Variações de longa duração			
3.1 Interrupção sustentada		> 1 minuto	zero
3.2 Subtensões		> 1 minuto	0,8 pu - 0,9 pu
3.3 Sobretensões		> 1 minuto	1,1 pu - 1,2 pu
4 Desbalanceamento de tensão			
		regime permanente	0,5 % - 2 %
5 Distorções na forma de onda			
5.1 "DC offset"		regime permanente	0 - 0,1 %
5.2 Harmônicos	0 - 100 ^a harmônica	regime permanente	0 - 20 %
5.3 Inter-harmônicos	0 - 6 kHz	regime permanente	0 - 2 %
5.4 Recortes de tensão		regime permanente	
5.5 Ruídos	Banda Larga	regime permanente	0 - 1 %
6 Flutuações de tensão			
	< 25 Hz	Intermitente	0,1 % - 7 %
7 Variações de frequência			
		<10 s	

Os fenômenos transitórios são caracterizados por variações súbitas de tensão ou corrente de curta duração. Eles podem ainda ser divididos em transitórios impulsivos ou oscilatórios. Os transitórios impulsivos são caracterizados por um aumento significativo e rápido (surto) da tensão, corrente ou ambos, sem a ocorrência de variação da frequência do sistema. São normalmente unipolares e caracterizados pelos parâmetros tempo de frente, de cauda e valor de crista. As causas mais comuns desses fenômenos são as descargas atmosféricas. Devido às altas frequências envolvidas as formas de ondas dos surtos impulsivos podem variar ao longo do sistema elétrico de potência. Eles geralmente não são conduzidos a locais longínquos de sua fonte. Os transitórios impulsivos podem excitar o sistema na sua frequência natural da rede e causar, portanto, um transitório oscilatório. Os transitórios oscilatórios são caracterizados por variações repentinas na tensão, corrente ou ambas, sem a ocorrência de variação da frequência do sistema, com rápida variação na polaridade (positiva e negativa). Podem ser descritos por análise em frequência, duração e amplitude e são classificados em baixa, média e alta frequência, conforme mostrado na Tabela 1.1.

As variações de tensão de curta duração são classificadas como instantâneas, momentâneas ou temporárias, dependendo da duração, conforme mostrado na Tabela 1.1. As variações de tensão de curta duração são geralmente causadas por curtos-circuitos em sistemas elétricos e por manobras de grandes cargas que requerem altas correntes para início de operação. Podem ser divididas em interrupção, “sags” (afundamentos ou depressões), “swells” (elevações). As interrupções ocorrem quando a tensão ou corrente fornecida cai para menos de 10 % do valor nominal por um período de tempo superior a 0,5 ciclo. Normalmente são causadas por faltas no sistema elétrico ou em equipamentos. Em termos de duração, as interrupções podem ser classificadas em longa duração e curta duração, sendo que estas últimas podem ainda ser subdivididas, como por exemplo (Dugan, McGranaghan e Wayne Beaty, 1996), em curtíssima duração (entre 0,5 a 30 ciclos), curta duração (entre 30 ciclos e 3 segundos) e temporária (duração entre 3 segundos e 1 minuto). “Sags” é o termo dado à diminuição da tensão ou corrente entre 10 % e 90 % do valor eficaz nominal, com duração entre 0,5 ciclo até 1 minuto. Os “sags” de tensão são normalmente associados a faltas no sistema, mas também podem ser causados pela energização de cargas pesadas ou partida de grandes motores. Os “swells” são definidos como um aumento entre 10 % e 80 % do valor eficaz nominal da tensão ou corrente em frequência industrial por uma duração entre 0,5 ciclo e 1 minuto. Como os “sags”, os “swells” também são associados às faltas no sistema, mas não tão comuns como os

afundamentos de tensão. Geralmente os “swells” são causados pela retirada de grandes cargas do sistema e pela energização de grandes bancos de capacitores.

Podem ocorrer ainda outros distúrbios como desequilíbrio de tensão, distorções na forma de onda. O conceito mais aceito atualmente define que o desequilíbrio de tensão é a razão entre os componentes de sequência negativa e positiva da tensão de um sistema trifásico. A norma IEEE Std. 1159 (1995) conceitua como a relação entre os componentes de sequência zero e positiva. O desequilíbrio também pode ser definido como o máximo desvio da tensão eficaz trifásica dividido pelo valor médio da tensão eficaz, sendo nesse caso expresso em porcentagem. As distorções na forma de onda são definidas como uma alteração da forma de onda senoidal ideal na frequência industrial, ou primeira harmônica. Tais distorções são classificadas basicamente em “dc offset”, harmônicas, inter-harmônicas, recortes de onda (“notching”) e ruídos. O “dc offset” é a presença de tensões ou correntes contínuas no sistema elétrico que pode ocorrer devido aos distúrbios geomagnéticos e efeitos das retificações de meia-onda. Correntes contínuas em sistemas de corrente alternada causam diminuição da vida útil de transformadores devido ao aquecimento. Eletrodos de aterramento podem sofrer corrosão nos pontos de conexão. Harmônicas são tensões ou correntes senoidais com frequências múltiplas inteiras da frequência para a qual o sistema é projetado para operar, geralmente 50 Hz ou 60 Hz. As distorções harmônicas podem ser decompostas em uma soma dos componentes na frequência fundamental e de suas harmônicas. As distorções podem ser originadas pela utilização de cargas não lineares. Inter-harmônicas são tensões ou correntes senoidais com frequências múltiplas não inteiras da frequência para a qual o sistema é projetado para operar, geralmente 50 Hz ou 60 Hz. As inter-harmônicas podem aparecer em frequências discretas ou com largo espectro de frequência. As principais fontes desse distúrbio são os conversores estáticos de frequência, ciclo conversores, motores de indução e dispositivos a arco. “Notching” é um distúrbio periódico de tensão causado pela operação normal de equipamentos de eletrônica de potência, quando a corrente é comutada de uma fase a outra. A Figura 1.1 mostra um exemplo de “notching” na tensão devido a um conversor trifásico AC/DC. Os “notches” ocorrem quando a corrente é comutada de uma fase à outra. Durante este período, há um curto-circuito momentâneo entre duas fases, reduzindo a tensão a quase zero, sendo o valor limitado pela impedância do sistema. Ruído é definido como um sinal elétrico não desejado, com frequências menores que 200 kHz, sobreposto à tensão ou corrente de frequência industrial. Pode ser causado por dispositivos eletrônicos, equipamentos a arco, cargas com retificadores e fontes chaveadas.

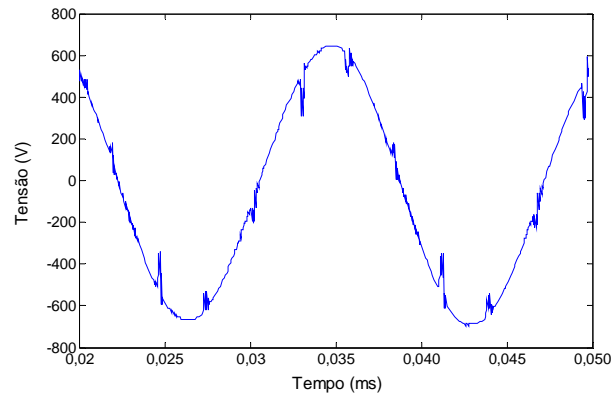


Figura 1.1: Exemplo de uma forma de onda de tensão com “notching” causado por um conversor trifásico. (adaptada de IEEE Std. 1159 (1995)).

Como mostrado, podem ocorrer diversos distúrbios na rede elétrica, sendo alguns caracterizados pela interrupção do fornecimento de energia por mais de 3 minutos. Para este caso a Resolução ANEEL N° 24, de 27 de janeiro de 2000, estabelece índices e metas quanto à disponibilidade do fornecimento de energia. Esses índices são aplicados às concessionárias de distribuição de energia e também são chamados de indicadores de continuidade, sendo os principais descritos a seguir.

- DEC (Duração Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora) - indica o número de horas, em média, que um consumidor fica sem energia elétrica durante um período, geralmente mensal;
- FEC (Frequência Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora) - indica quantas vezes, em média, houve interrupção na unidade consumidora (residência, comércio, indústria etc.);
- DIC (Duração de Interrupção por Unidade Consumidora) e FIC (Frequência de Interrupção por Unidade Consumidora) - indicam por quanto tempo e o número de vezes, respectivamente, que uma unidade consumidora ficou sem energia elétrica durante um período considerado;
- DMIC (Duração Máxima de Interrupção Contínua por Unidade Consumidora) - tempo máximo de interrupção contínua da distribuição de energia elétrica para uma unidade consumidora qualquer.

Caso o fornecimento de energia apresente índices superiores às metas estabelecidas, a concessionária pode ser multada. Admite-se em geral que de 20 % a 60 % dos desligamentos

não programados das redes de distribuição são atribuídos às descargas atmosféricas, sendo que no caso das linhas de transmissão essa parcela é da ordem de 70 % (Pohl *et al.*, 2003 e Dellallibera *et al.*, 2007). Além dos desligamentos, as descargas atmosféricas ocasionam mortes de pessoas e animais, além de prejuízos significativos à sociedade. As perdas financeiras ocasionadas pelas descargas atmosféricas podem se dar devido aos danos provocados nas estruturas atingidas, à queima de equipamentos eletro-eletrônicos devido às sobretensões na rede elétrica, pelo não fornecimento de energia durante desligamentos, interrupção de processos produtivos etc.. Na Companhia Energética de Minas Gerais - CEMIG, por exemplo, as descargas atmosféricas são responsáveis por 47 % das falhas em transformadores de distribuição e o prejuízo causado é da ordem de US\$ 1,83 milhões por ano, conforme apresentado por Couto, Duarte e Soares (1995). Estima-se que no Brasil as perdas financeiras ocasionadas pelas descargas atmosféricas sejam da ordem de R\$ 1 bilhão por ano, sendo R\$ 500 milhões referentes às perdas do setor elétrico (AGÊNCIA BRASIL, 2008), e que também sejam computadas entre 100 e 200 mortes de pessoas por ano devido a raios.

As interferências das descargas atmosféricas na qualidade da energia fornecida se dão basicamente por três meios: surtos causados por descargas diretas nos condutores da rede elétrica, tensões induzidas por descargas indiretas (descargas próximas à rede elétrica) e descargas em edificações. Essas descargas podem provocar desligamentos de curta duração no fornecimento de energia, mau funcionamento ou queima de equipamentos eletro-eletrônicos de consumidores e também de componentes do sistema elétrico de transmissão e distribuição, causando deterioração da qualidade da energia e prejuízo aos consumidores e empresas.

Nas redes de distribuição as descargas atmosféricas indiretas geralmente têm importância significativa na composição dos índices de qualidade da energia, uma vez que as tensões por elas induzidas podem atingir amplitudes superiores ao nível básico de isolamento da linha. Além disso, deve-se também levar em conta seus altos índices de ocorrência. Em casos de descargas diretas nas redes de distribuição primária, uma elevada sobretensão surgirá na linha com grande probabilidade de causar desligamento caso a rede não esteja protegida contra descargas diretas por meio de para-raios no trecho atingido. Mesmo que porventura não venha a ocorrer o desligamento, haverá impacto na qualidade da energia, pois haverá sobretensão na rede, sendo esta propagada aos consumidores em baixa tensão pela passagem do surto pelo

transformador de distribuição. A ocorrência de descargas diretas nas redes de baixa tensão é menos provável, pois sua instalação é feita em altura inferior à da rede primária, além de ficar, na maioria dos casos, sob a mesma. Os surtos na rede de distribuição também podem ser causados por descargas incidentes nas edificações. No caso de correntes de alta intensidade, haverá um aumento do potencial de terra no local da edificação atingida, o que poderá causar a transferência do surto à rede de baixa tensão em decorrência de descargas disruptivas ou pela atuação de dispositivos de proteção.

Em relação às linhas de transmissão, elas são normalmente dotadas de cabo guarda (condutor aterrado utilizado para proteção contra descargas atmosféricas diretas nos condutores fase) para proporcionar certa proteção quanto às descargas diretas nos condutores fase. Embora o cabo guarda seja instalado sobre os demais condutores, ainda há possibilidade de uma descarga atingir algum dos condutores fase (falha de blindagem), podendo ocasionar um desligamento na linha dependendo do nível de tensão do sistema, da intensidade e forma de onda da corrente da descarga e da presença ou não de dispositivos de proteção ao longo da linha. No caso da descarga atingir o cabo guarda ou o topo da torre, também existe a possibilidade de desligamento da linha devido ao “back flashover”, isto é, ocorrência de descarga disruptiva na cadeia de isoladores em virtude do aumento da diferença de potencial entre a torre e os condutores fase. Quanto às descargas indiretas, as linhas com tensão nominal superior a 69 kV raramente são afetadas, uma vez que sua capacidade de isolamento é em geral suficientemente alta para impedir uma descarga disruptiva nos isoladores e, conseqüentemente, o desligamento da linha.

Em ambos os casos, linha de transmissão ou distribuição, o cálculo do desempenho está diretamente ligado ao modelo utilizado para se obter o número de descargas diretas na linha. Esse dado é obtido com base no número de descargas ao solo por km^2 por ano e na determinação da distância e do raio de atração da linha. A distância de atração (r_s) de um determinado objeto é definida como a distância entre a ponta do líder descendente e o objeto ligado ao solo no instante em que ocorre a iniciação de um líder ascendente. O raio de atração (R_a) é definido como a distância lateral entre o objeto e a interseção entre o arco de raio r_s e a linha horizontal de altura r_g , que é a distância de atração ao solo, conforme mostrado na Figura 1.2.

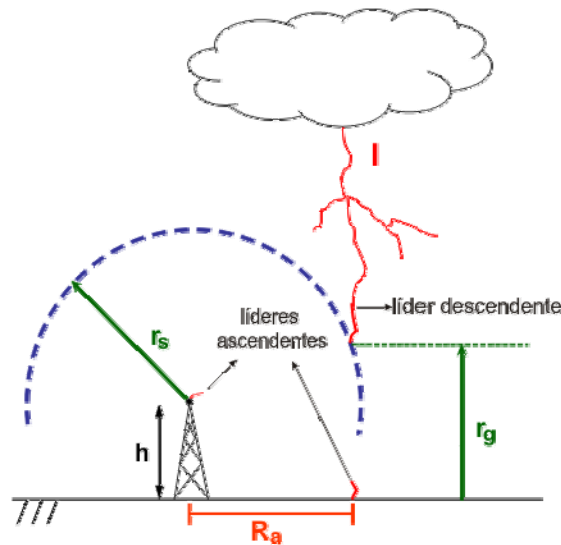


Figura 1.2: Conceito de distância e raio de atração.

r_s - distância de atração do condutor ou objeto. r_g - distância de atração do solo. R_a - raio de atração. I valor de crista da corrente de descarga. h - altura do condutor ou objeto.

A determinação da distância de atração de uma linha de transmissão ou de qualquer outra estrutura é fundamental para se estimar a exposição dos objetos com relação às descargas atmosféricas diretas. No caso das linhas de transmissão, a distância de atração obtida permite que seja estimado o número de descargas diretas nos condutores fase e nos cabos guarda, condição básica para a avaliação do seu desempenho frente a descargas atmosféricas. Existem na literatura alguns modelos para estimar a distância e raio de atração de linhas e estruturas, desde modelos de uso mais simples, chamados modelos de engenharia, até modelos mais complexos, chamados de modelos físicos, que envolvem cálculos da física das descargas. Os modelos podem apresentar resultados diferentes e conseqüentemente o projeto do sistema de proteção de uma determinada linha de transmissão pode ser mal dimensionado. Os modelos físicos mais antigos podem não apresentar resultados satisfatórios, uma vez que eles foram desenvolvidos sem os atuais conhecimentos das físicas das descargas, enquanto os modelos mais simples por terem sido calibrados com base em observação de linhas com tensões mais baixas - e conseqüentemente linhas mais baixas - do que as existentes hoje em dia.

1.1 Objetivo

O objetivo geral deste trabalho é avaliar comparativamente os principais modelos para estimativa da incidência de descargas atmosféricas em estruturas aterradas. Ênfase é dada ao modelo físico de iniciação do líder ascendente desenvolvido por Becerra e Cooray, em 2006,

denominado SLIM (“self-consistently interception model”). Esse modelo utiliza os conceitos mais recentes da física das descargas para a análise dos processos de formação e propagação do líder, tendo sido validado por meio de comparações envolvendo experimentos com descargas provocadas por foguetes. Este trabalho visa também à aplicação do SLIM para avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas, discriminando as taxas de falhas causadas por falha de blindagem e por “back flashover”. Quanto aos objetivos específicos, destacam-se:

- apresentar os aspectos mais importantes do SLIM;
- analisar comparativamente os principais modelos em termos da distância e do raio de atração de linhas de transmissão;
- analisar comparativamente os principais modelos em termos do número de descargas incidentes em uma linha de transmissão;
- analisar o desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas, discriminando as taxas de falhas causadas por falha de blindagem e por “back flashover”.

1.2 Motivação do Estudo

Na literatura há diversos modelos para a determinação da distância de atração de um dado objeto ou estrutura, desde modelos simples de engenharia até os mais complexos, que envolvem a física da iniciação e propagação de líderes. Até recentemente os modelos existentes não levavam em consideração a configuração tridimensional da estrutura ou linha. Isso é particularmente importante nos modelos físicos, uma vez que as bordas e cantos da estrutura são representados e considerados no cálculo do campo elétrico e da iniciação do líder ascendente. O modelo SLIM considera a geometria tridimensional da estrutura e utiliza um novo modelo de iniciação do líder ascendente.

Embora tal modelo apresente em princípio melhores resultados na determinação do raio de atração de determinadas estruturas (BECERRA; COORAY; HARTONO, 2007), ele ainda não foi amplamente aplicado ao caso de linhas de transmissão de energia. A atuação do Centro de Estudos em Descargas Atmosféricas e Alta Tensão da Universidade de São Paulo - CENDAT/USP - em estudos dos efeitos das descargas atmosféricas em linhas de transmissão e distribuição de energia e os resultados obtidos pelo grupo motivaram o contato de pesquisadores da Universidade de Uppsala, tendo sido então estabelecido um acordo de

cooperação entre os dois grupos de pesquisa. Resultados iniciais da aplicação do modelo no estudo do impacto das descargas atmosféricas em linhas de transmissão foram apresentados por Becerra *et al.* (2008).

1.3 Metodologia

Neste trabalho são comparados e analisados a distância e raio de atração de condutores e estruturas calculados com os principais modelos existentes. A incidência de descargas atmosféricas diretas em uma linha de transmissão é avaliada com o modelo SLIM e demais modelos. Em uma linha de transmissão de 400 kV é feita uma análise do número de descargas atmosféricas incidentes na linha, a falha de blindagem e a ocorrência ou não de interrupções devido às falhas de blindagem e à “back flashover”, considerando os principais modelos.

1.4 Estrutura do Trabalho

Quanto à estrutura deste trabalho, tem-se, no Capítulo 2, uma revisão bibliográfica a respeito dos principais modelos de propagação de líderes e dos fenômenos físicos sobre o desenvolvimento de descargas. No Capítulo 3 o modelo SLIM é descrito mais detalhadamente. O Capítulo 4 apresenta informações sobre as descargas atmosféricas e seus efeitos em linhas de transmissão. No Capítulo 5 os modelos são comparados e avaliados quanto ao cálculo da distância e raio de atração. O SLIM também é aplicado na análise do desempenho de uma linha de transmissão considerando falha de blindagem e “back flashover”. As conclusões da pesquisa e as propostas para trabalhos futuros são apresentadas no Capítulo 6.

2 ESTADO DA ARTE

Neste capítulo são apresentados inicialmente conceitos básicos sobre a formação das descargas e os principais modelos físicos de propagação de líderes. Posteriormente são apresentados os modelos de engenharia para a estimativa da distância de atração de objetos elevados e alguns trabalhos com dados de campo sobre a incidência de descargas em linhas de transmissão.

2.1 Modelos Físicos de Propagação de Líderes

Vários trabalhos foram desenvolvidos para investigar, do ponto de vista físico, o fenômeno de descargas disruptivas em grandes espaçamentos submetidos a impulsos de tensão, principalmente de polaridade positiva, tendo tempo de frente da ordem de algumas dezenas a centenas de microsegundos. O objetivo prático desse tipo de ensaio é a determinação, com suficiente exatidão, da suportabilidade dielétrica da isolação para a configuração analisada sobre o efeito de surtos de manobra reais.

Carrara e Thione (1976) apresentaram um estudo sobre descargas em longos espaçamentos com o objetivo de determinar a tensão disruptiva para qualquer configuração submetida a impulso de manobra de ambas as polaridades quando o processo de descarga é governado pelo eletrodo de carga positiva. A Figura 2.1a apresenta o desenvolvimento de uma descarga positiva em um espaçamento ponta-plano, quando todos os estágios do fenômeno estão presentes. A Figura 2.1b mostra a tensão aplicada e a Figura 2.1c mostra o campo elétrico medido próximo à ponta do eletrodo energizado. Todas as figuras são mostradas na mesma base de tempo. Aplicando a tensão nos terminais, nada é observado até que a tensão atinja U_i (tensão de início de corona), quando uma rajada de corona é vista na ponta do eletrodo energizado (Figura 2.1a) e ocorre uma queda substancial do campo elétrico (Figura 2.1c). Após alguns instantes esse fenômeno para, não sendo observada luz e o campo elétrico aumenta novamente até a ocorrência da segunda rajada de corona (primeiro período escuro). O fenômeno pode se repetir novamente, no caso de haver mais de um período escuro (na Figura 2.1 a há dois períodos escuros primários). Até um determinado momento as rajadas de corona são associadas com o aparecimento de um canal curto, mas muito brilhante (“leader stem”): o estágio de período escuro termina e o estágio de líder inicia-se. O tempo T_1 e a tensão U_1 , são respectivamente o instante e a tensão de início de líder. Após a primeira

ocorrência do líder “stem” o fenômeno para novamente e o segundo período escuro ocorre até que outra rajada de corona ocorra, com aumento praticamente instantâneo do comprimento do líder. Esse fenômeno pode se repetir novamente no caso de haver mais períodos negros secundários (a Figura 2.1c apresenta vários períodos negros secundários). Quando o alongamento do canal do líder começa a ser contínuo, o estágio do período negro secundário termina e inicia-se a propagação do líder de forma contínua. O tempo T_c , e a tensão U_c , no instante de ocorrência são respectivamente o tempo e a tensão de início de líder contínuo. Durante esta propagação, a ponta do líder é precedida por uma zona de “streamer” (filamentos corona), no qual seu comprimento aumenta continuamente durante a propagação do líder. Quando a zona de “streamers” alcança o plano (no instante de tempo T_f), a velocidade da ponta do líder aumenta exponencialmente e em aproximadamente $10 \mu s$ a $20 \mu s$ ela alcança o plano (instante T_b) completando a ruptura dielétrica.

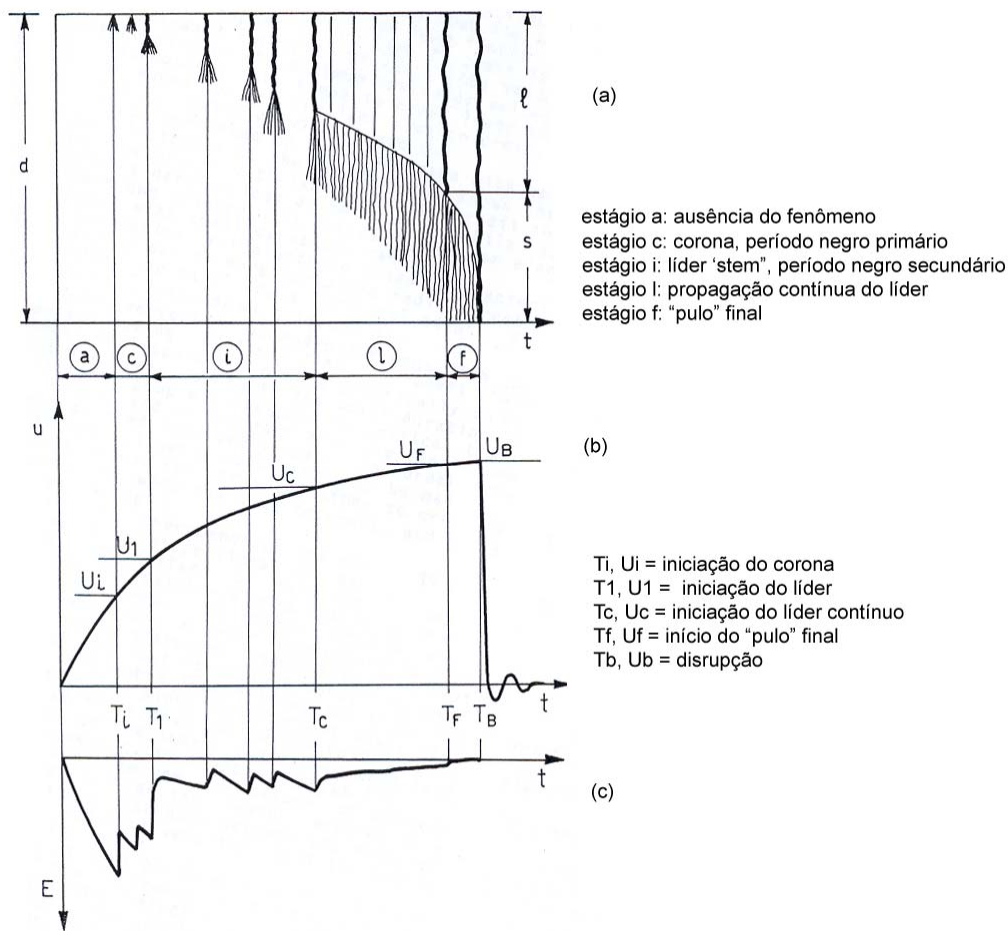


Figura 2.1: Processo de formação de descargas (adaptada de Carrara e Thione (1976)).

a) desenho de uma descarga em um espaçamento de comprimento d

b) tensão aplicada

c) campo elétrico na ponta do eletrodo

No trabalho apresentado por Carrara e Thione (1976) foi mostrado que a tensão de disrupção de uma configuração ponta-plano submetida a impulsos de manobra é quase independente do tamanho do eletrodo, iniciando de pequenos tamanhos até um tamanho denominado tamanho crítico ou raio crítico do eletrodo. Além disso, foi provado que a tensão disruptiva é consequência direta do fato de que as características dos líderes, em particular a tensão de início, são similares para todos os eletrodos que possuam dimensões menores ou iguais ao raio crítico. A Figura 2.2 mostra a tensão disruptiva de manobra a 50 % e a tensão de início do líder em função do raio equivalente da esfera. Os resultados confirmam que a tensão disruptiva e a tensão de início do líder são praticamente independentes do raio do eletrodo aterrado até o valor crítico de 35 cm. Isto confirma que o critério do raio crítico é também aplicável quando o eletrodo positivo é carregado pela presença de outro eletrodo energizado ou, como no fenômeno de descargas atmosféricas, pela progressão do líder descendente negativo. Essa característica foi utilizada no modelo de Deller e Garbagnati (1990a-b) como critério na formação do líder ascendente.

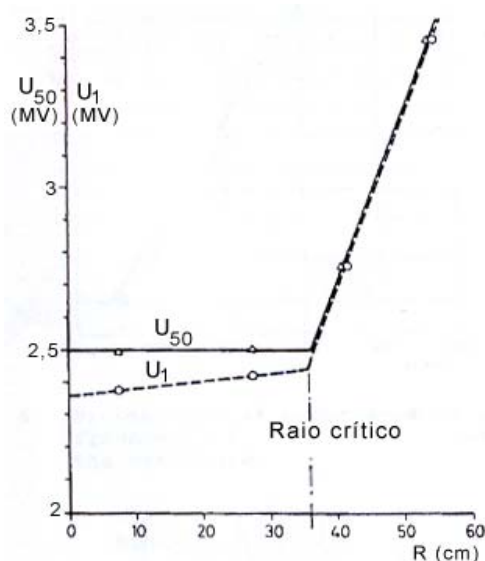


Figura 2.2: Tensão de início do líder (U_1) e tensão de 50 % de disrupção (U_{50}) em função do raio do eletrodo (R). Adaptada de Deller e Garbagnati (1990a).

Deller e Garbagnati (1990a-b) apresentaram trabalhos sobre simulação de descargas atmosféricas por meio do modelo de progressão de líder. O objetivo dos trabalhos foi a determinação do raio de atração de estruturas, permitindo assim o projeto de sistemas de proteção contra descargas atmosféricas. O modelo é baseado na hipótese de que existe uma

substancial similaridade entre o fenômeno de descargas atmosféricas e descargas disruptivas em longos espaçamentos submetidos a impulsos de manobra. O modelo proposto pelos pesquisadores leva em conta a propagação do líder descendente e o início da propagação do líder ascendente de estruturas aterradas. A simulação do desenvolvimento do canal de descarga é esquematizada na Figura 2.3. A descrição matemática do fenômeno requer a avaliação do campo elétrico, em diferentes instantes, de modo a simular a real distribuição de cargas nos líderes relacionadas com a progressão dos mesmos. O cálculo do campo elétrico é efetuado por meio do método de simulação de cargas usando um anel unipolar de cargas para as nuvens, um segmento de reta de cargas para os líderes descendente e ascendente e cargas pontuais ou linha de cargas para o eletrodo aterrado no qual é suposto que se desenvolva o líder ascendente. O modelo também permite que o perfil da estrutura aterrada e do terreno sejam considerados nas simulações por meio do correto posicionamento de pontos, linhas e segmentos de carga.

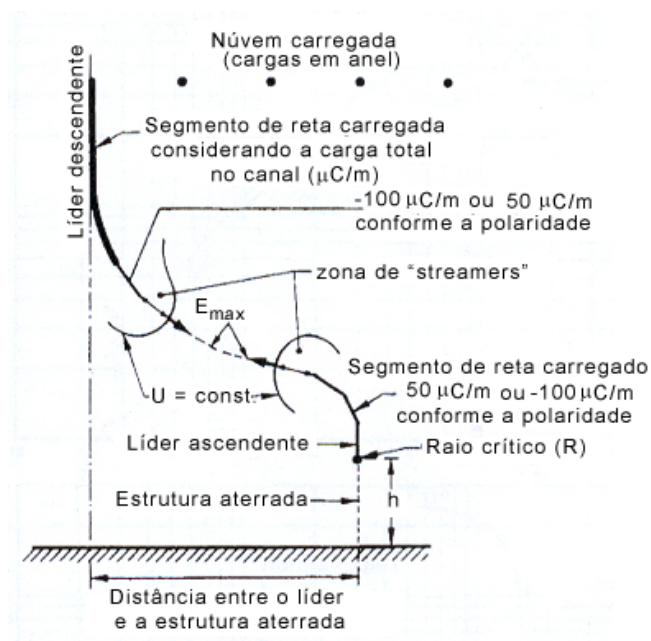


Figura 2.3: Esquema passo a passo de uma progressão de descarga, como simulado por Deller e Garbagnati (1990a).

O modelo desenvolvido pode simular três tipos básicos de descargas que ocorrem na natureza:

- início de um líder ascendente causado por nuvem carregada; este fenômeno é típico de estruturas altas (descargas ascendentes);
- início, progressão do líder descendente e descarga ao solo quando os “streamers” à frente da ponta do líder atingem o plano de terra (descargas descendentes);

c) início, progressão do líder descendente e descarga a estruturas quando os “streamers” encontram a estrutura ou os “streamers” do líder ascendente (descargas descendentes).

Segundo os autores do trabalho, o desenvolvimento do líder descendente em descargas atmosféricas é qualitativamente similar ao desenvolvimento do líder em espaçamento ponta-plano submetido a impulsos de manobra. Para assegurar a propagação do líder em longos espaçamentos (na faixa de 10 m a 30 m), a carga por unidade de comprimento do líder observada no laboratório é de aproximadamente $50 \mu\text{C}/\text{m}$ ou $100 \mu\text{C}/\text{m}$ para líderes positivo e negativo, respectivamente. Estes valores são consistentes com o mais baixo valor de carga disposta ao longo do canal de descarga, que pode ser obtido a partir do mais baixo valor de corrente do primeiro “stroke”. O comprimento do canal de descarga foi assumido igual a 2 km. A direção de propagação do líder está diretamente relacionada com o campo elétrico e é determinada pela direção do gradiente máximo, ao longo de uma linha equipotencial, a uma distância a partir da ponta do líder igual à extensão do “streamer”.

A aplicação do modelo descrito a uma estrutura aterrada, considerando uma distância entre o canal descendente e a estrutura analisada, permite determinar o ponto de impacto (estrutura, sistema de proteção, se existente, ou solo). Um exemplo de aplicação do modelo a uma estrutura é mostrado na Figura 2.4.

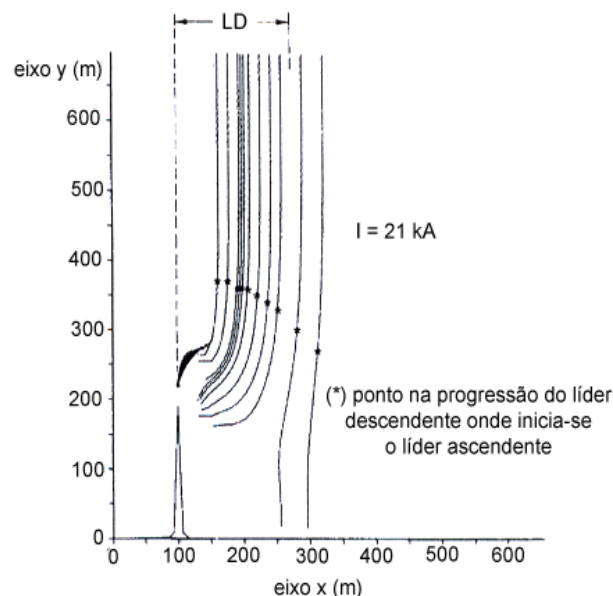


Figura 2.4: Exemplo de aplicação do modelo para uma estrutura com 220 m de altura. LD – distância lateral da estrutura. Adaptada de Deller e Garbagnati (1990a).

Na Figura 2.5 apresenta-se a distância lateral para estruturas na faixa de 10 m a 80 m em função do valor de crista da corrente de descarga.

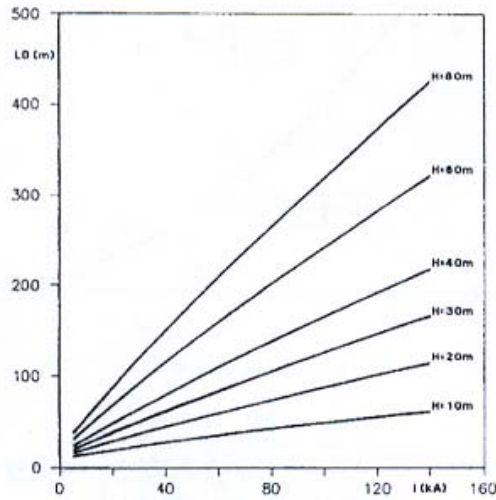
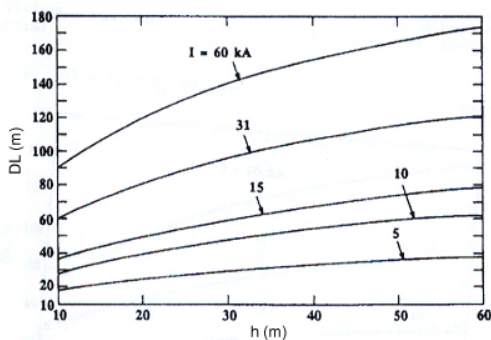
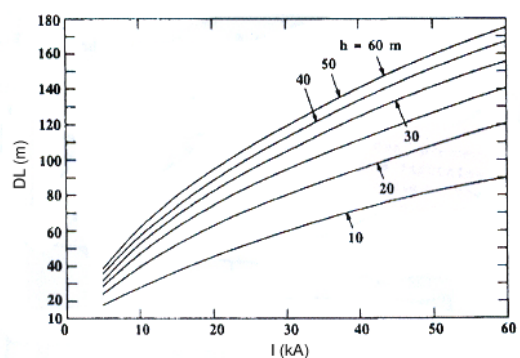


Figura 2.5: Distância lateral (LD) calculada em função do valor de crista da corrente de descarga (I) para estruturas de diferentes alturas (h). Fonte: Deller e Garbagnati (1990a).

Rizk (1990, 1994a-b) sugeriu outro modelo para determinação da distância de atração ou raio de atração de um determinado condutor ou estrutura, utilizando modelos físicos de propagação de líder, no qual o líder descendente se propaga em direção ao solo sem ser perturbado pela presença do líder ascendente. Como iniciação de líder ascendente ele usa o seu próprio modelo, apresentado em Rizk (1989). O líder ascendente é modelado como um canal com gradiente constante e com um vetor de velocidade dirigido à ponta do líder descendente. A relação entre as velocidades dos líderes é assumida unitária. Na Figura 2.6 são apresentados alguns resultados do modelo proposto para condutores.



(a)



(b)

Figura 2.6: Distância lateral DL de um condutor de acordo com o modelo de Rizk. Fonte: Rizk (1989).

a) em função da altura h do condutor

b) em função do valor de pico da corrente de descarga I.

Tarchini, J. (2002) fez um trabalho de análise visando a melhoria do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas. O trabalho consistiu em um amplo estudo de comparação dos resultados de cálculos de incidência de descargas diretas em linhas de transmissão utilizando diversos modelos, dentre eles o Modelo Eletrogeométrico - EGM (“Electrogeometric Model”) e o Modelo de Progressão de Líderes - LPM (“Leader Propagation Model”) baseado no modelo de Deller e Garbagnati (1990ab). Foram considerados no estudo linhas de transmissão passando por terrenos planos, inclinados e em topos de morros. Os raios de atração foram avaliados para diferentes alturas de torres de transmissão, valores de amplitude da corrente de descarga de retorno e ângulos de inclinação do terreno. No trabalho também foram avaliadas as taxas de falhas de blindagem de linhas de transmissão e a ocorrência ou não do “back flashover”, fenômeno que é tratado no item 4.3.2

Em 2006 Becerra e Cooray (2006b) apresentaram um novo modelo, denominado modelo auto consistente de interceptação de líderes - SLIM (“self-consistently interception model”), o qual representa um avanço no estudo do desenvolvimento da propagação do líder ascendente até o instante do salto final. O modelo usa a representação eletrostática da zona de corona proposta por Goelian *et al.* (1997) e usa a simulação de cargas para calcular a carga corona total requerida para manter constante o gradiente do potencial elétrico na zona de corona. O canal do “stem”/líder é representado por linhas finitas com comprimento crescente e um ponto de carga em sua ponta, enquanto a zona de “streamers” corona é modelada usando segmentos de anéis com densidade uniforme de carga, conforme mostrado na Figura 2.7.

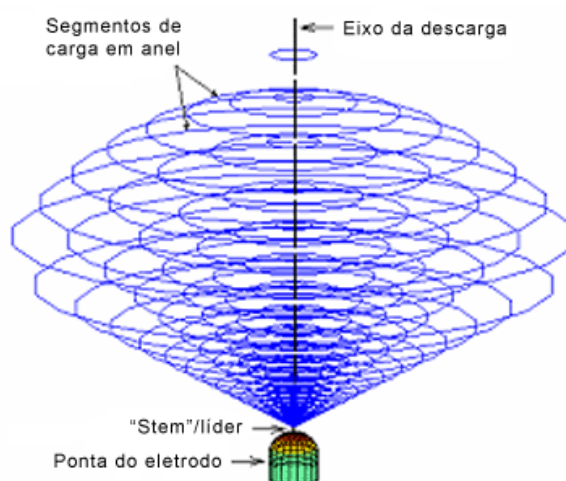


Figura 2.7: Modelagem por meio do método de simulação de cargas da zona de corona em um eletrodo ponta. Adaptada de Becerra e Cooray (2006b).

Durante a simulação, a condição de início de corona é calculada usando o critério proposto por Singer, Steinbigler e Weiss (1974). A transição do “streamer” para o líder ocorre se a carga total ΔQ na segunda ou sucessivas rajadas corona é igual ou maior que $1 \mu\text{C}$ após pelo menos uma rajada corona (primeiro corona). Isto significa que a energia disponível é alta o suficiente para aquecer o “stem” da descarga corona, resultando na iniciação do canal do líder. Se esta condição não for suficiente para garantir a própria propagação do líder, isto é geralmente chamado de iniciação instável do líder. Para avaliar se o campo elétrico na região da descarga é alto o suficiente para que o líder iniciado se propague continuamente sem ter seu desenvolvimento afetado (iniciação estável do líder), é necessária a simulação da propagação do líder. Portanto, imediatamente após a ocorrência da iniciação instável do líder, o comprimento do primeiro segmento do líder $l_L^{(1)}$ é assumido constante, enquanto os seguintes ($l_L^{(i)}$ para $i = 2, 3, \dots$) são calculados usando a relação constante entre a corrente do líder e a velocidade de propagação proposta por Bondiou e Gallimberti (1994):

$$l_L^{(i+1)} = l_L^{(i)} + \frac{\Delta Q^i}{q_L} \quad (2.1),$$

sendo q_L a carga média por unidade de comprimento necessária para ocorrer um deslocamento do canal do líder, ΔQ^i é a quantidade total de carga no líder no instante i e $l_L^{(i)}$ o comprimento do líder no instante i .

O modelo termodinâmico do canal do líder proposto por Gallimberti (1972) é usado como melhora no cálculo do potencial na ponta do líder. O modelo relaciona o gradiente ao longo do canal do líder diretamente com a carga injetada no canal. Portanto o comprimento a_i e o campo elétrico E_i de cada segmento produzido durante cada passo de simulação são calculados conforme mostrado:

$$a_i(t) = \sqrt{a_i^2(t-dt) + \frac{(\gamma-1) \cdot E_i(t-dt) \cdot \Delta Q(t-dt)}{\pi \cdot \gamma \cdot p_0}} \quad (2.2) \text{ e}$$

$$E_i(t) = E_i(t - dt) \cdot \frac{a_i^2 \cdot (t - dt)}{a_i^2(t)} \quad (2.3),$$

sendo p_0 a pressão atmosférica e γ a razão entre os valores do calor específico a volume constante e a pressão constante. Deste modo um valor mais confiável do potencial e comprimento do líder é obtido durante sua propagação em direção ao “stepped” líder descendente, em comparação com os resultados obtidos com a semi-empírica equação de Rizk (1989). Assim, a simulação prossegue até que o salto ocorra, sendo então encontrados a distância e raio de atração do ponto analisado.

No trabalho de Becerra e Cooray (2008) é apresentada uma comparação do modelo SLIM com os modelos propostos por Deller e Garbagnati (1990) e por Rizk (1989) para a estimativa da distância de atração de uma estrutura isolada de altura h para corrente de descarga atmosférica igual a 31 kA. Na Figura 2.8 são mostrados os comportamentos dos modelos em função da altura da estrutura.

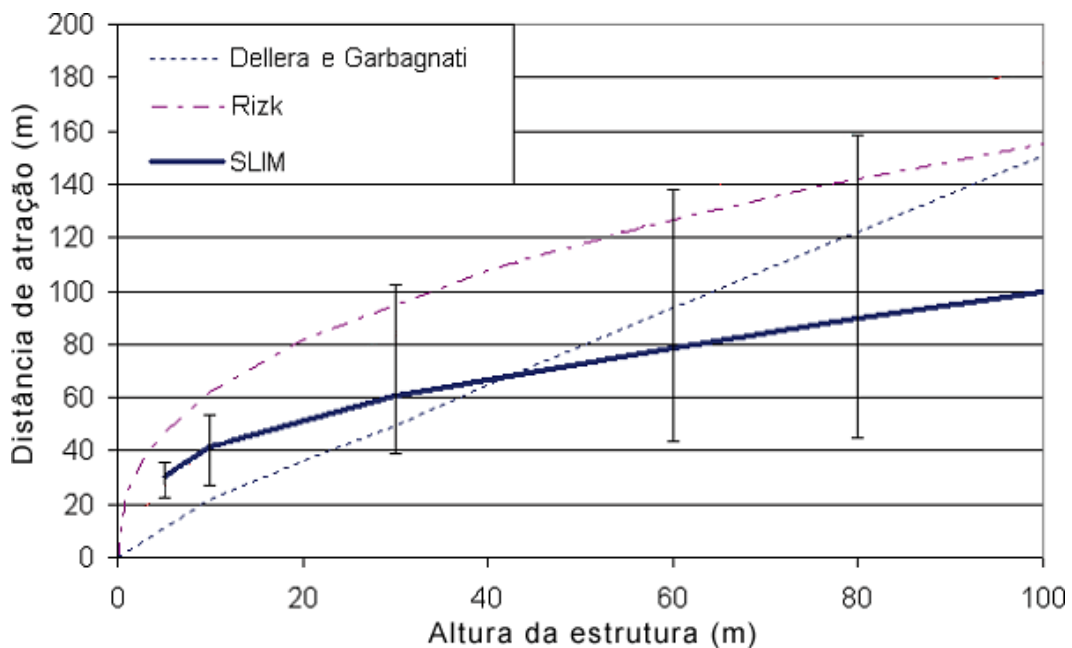


Figura 2.8: Distância de atração calculada com o modelo SLIM para estruturas aterradas durante um líder descendente com corrente prospectiva do “return stroke” igual a 31 kA de crista e velocidade média de $2 \cdot 10^5$ m/s. As barras de incerteza mostram a variação da distância de atração devido à dispersão da velocidade do líder descendente. Estimativas de modelos de propagação de líderes existentes são mostradas como referência.

Adaptada de Becerra e Cooray (2008).

Nota-se que a larga faixa da estimativa da distância de atração é provocada pela grande dispersão de valores da velocidade do líder descendente observada na natureza.

Conseqüentemente as distâncias de atração de estruturas isoladas variam entre os limites mostrados pelas barras na Figura 2.8, seguindo a função de distribuição de probabilidade da velocidade do líder descendente. Deste modo, é mostrada que a atração de objetos isolados não depende somente da corrente prospectiva do “return stroke”, mas também da velocidade do líder descendente. Este resultado sugere que a análise das distâncias de atração de objetos deve levar em consideração também a distribuição de probabilidade da velocidade de propagação do líder descendente, de modo a obter uma melhor estimativa desta distância.

Embora os modelos de Deller e Garbagnati (1990) e Rizk (1990) sejam mais sofisticados que o modelo de engenharia proposto pelo guia do “Institute of Electrical and Electronics Engineers” – IEEE Std. 1243 (1997) por serem baseados na modelagem física das descargas atmosféricas, eles mostram resultados diferentes da distância de atração obtida, principalmente pelo fato de terem sido considerados diferentes critérios de iniciação de líder, diferentes densidades de carga nos líderes e diferentes relações entre as velocidades dos líderes. Atualmente existe um melhor entendimento a respeito da física das descargas em estruturas aterradas, devido principalmente aos experimentos realizados em estruturas altas - Yokoyama *et al.* (1990, 2000) -, pelo uso de descargas provocadas por foguetes - Lalande *et al.* (1998) -, e, particularmente pelo desenvolvimento do novo modelo de iniciação e propagação de líder apresentado por Becerra e Cooray (2006a). Com isso a distância e o raio de atração de uma estrutura podem ser determinados com maior exatidão.

Os resultados de diferentes experimentos com descargas atmosféricas naturais ou provocadas por foguetes sugerem que não é possível generalizar o comportamento da conexão dos líderes como mostrado por Deller (1990a) e Rizk (1990, 1994a-b). Por outro lado, é desejável que um modelo de progressão de líder seja capaz de estimar a velocidade de propagação do líder positivo. O modelo apresentado por Becerra e Cooray (2006a) permite calcular a velocidade e corrente do líder ascendente com base na análise da carga de corona requerida para criar um novo segmento de líder. Deste modo, não somente a velocidade do líder, mas também a corrente injetada e a carga por unidade de comprimento no líder ascendente são calculadas assim que ele se propaga em direção ao “stepped leader” descendente. Os resultados obtidos com o modelo foram comparados com os dados obtidos em experimentos com descargas atmosféricas iniciadas por foguetes em Lalande *et al.* (1998) e apresentaram bons resultados. Outra característica importante desse modelo é que ele permite que a geometria da estrutura analisada seja levada em consideração na determinação da distância de atração.

2.2 Modelos de Engenharia para Estimativa da Distância de Atração

Devido ao desempenho insatisfatório frente a descargas atmosféricas das linhas de transmissão de 345 kV nos Estados Unidos da América (EUA), as falhas de blindagem foram reconhecidas como importante causa de “flashover” na década de 60 (Whitehead, 1977). Após este estudo a atenção dos engenheiros foi redirecionada ao problema de posicionamento dos cabos guarda, de modo a efetivamente proteger os condutores fase contra descargas diretas (Whitehead 1972 apud Becerra *et al.* 2008). Em contraste aos métodos puramente geométricos usados até então, várias teorias foram desenvolvidas para relacionar a exposição dos condutores a descargas atmosféricas com o valor de pico da corrente de descarga. Essas teorias são geralmente denominadas de modelo eletrogeométrico. Elas são baseadas na estimativa da atração dos condutores baseados na distância dos condutores à ponta do líder descendente no instante do salto final.

Armstrong e Whitehead (1968) realizaram uma pesquisa sobre o número de desligamentos de linha de transmissão devido a descargas atmosféricas. Os pesquisadores instalaram dispositivos denominados “Pathfinder” em torres de transmissão com o objetivo de discriminar as descargas incidentes nas linhas. Era identificado se a descarga atmosférica incidiu na torre ou nos condutores das linhas, sendo neste caso identificado o condutor atingido (cabo guarda ou condutor fase). Foram instalados 4.615 “Pathfinders” em aproximadamente 433 milhas (693 km) de linhas de transmissão de alta e extra alta tensão. Em aproximadamente 70 % de uma temporada de tempestades, 14 operações de “Pathfinders” foram registradas, nas quais 12 foram causadas por descargas atmosféricas nos condutores fase superiores e duas resultantes de faltas de circuito duplo devido a descargas atmosféricas no cabo guarda ou na torre. Cinquenta linhas de transmissão mostraram uma taxa média de faltas devido a descargas atmosféricas de apenas 0,175 por 100 milhas por ano (0,109 faltas/100 km/ano) e foram consideradas efetivamente blindadas. As análises foram feitas de acordo com a altura média dos cabos guarda e os ângulos médios de blindagem. Os dados foram plotados por nível de isolamento e os resultados comparados com os estimados por um modelo analítico desenvolvido, denominado modelo eletrogeométrico (EGM), que na sua forma original é representado pela seguinte equação:

$$r_s = a \cdot I^b \quad (2.4),$$

sendo r_s a distância de atração, I o valor da crista corrente de descarga e a e b constantes a serem determinadas. Segundo Armstrong e Whitehead a distância de atração r_s não pode ser considerada como um valor invariável para um dado valor de corrente.

No desenvolvimento da teoria de blindagem de linhas, Armstrong e Whitehead (1968) propuseram uma versão modificada do modelo eletrogeométrico previamente proposto por Golde (1964). Em 1968 eles publicaram a conhecida Equação (2.4) que expressa a distância de atração em função do pico da corrente do “return stroke”. Com base nesta distância, eles também propuseram uma teoria para determinar a geometria para blindagem efetiva de linhas. Isto ocorre quando os condutores de blindagem (cabos guarda) são localizados de modo que os arcos de exposição dos cabos guarda e a distância de atração do solo cubram inteiramente os cabos fase da linha. Além disso, Armstrong e Whitehead (1968) calibraram esta teoria de blindagem com dados de campo de operação de linhas de transmissão com alto desempenho. Pequenas modificações nos coeficientes de sua expressão analítica foram posteriormente introduzidas por Brown e Whitehead (1969), Gilman e Whitehead (1973) e Whitehead (1977).

Apesar das incertezas do modelo eletrogeométrico de Whitehead e co-autores, a utilização do modelo foi encorajada por calibrações (escolha dos parâmetros a e b) feitas com observações em campo. Por outro lado, o EGM tem sido aplicado com sucesso no projeto de blindagem efetiva de linhas de transmissão, como mostrado no guia do IEEE (1985). Devido à sua simplicidade e concordância com dados de campo, o EGM é ainda largamente usado para o projeto de linhas de transmissão.

Por outro lado, há evidências que o EGM seja insatisfatório em alguns aspectos, particularmente para linhas de transmissão de diferentes geometrias e tensões de operação em relação às usadas na calibração do modelo apresentado no guia do IEEE (1985). Como resultado, o uso do EGM para novos projetos mostra incertezas. Além disso, o EGM é considerado imperfeito, uma vez que é baseado em simplificações da física das descargas atmosféricas (Golde, 1977 e Anderson, 1992). Devido à falta de conhecimento dos fenômenos das descargas atmosféricas na época em que o EGM foi proposto, foram feitas escolhas entre conceitos conflitantes, hipóteses e dados para a formulação da teoria. Porém, algumas hipóteses consideradas por Whitehead e colaboradores não estão em concordância com o atual conhecimento sobre o “attachment” em estruturas aterradas. Portanto, provavelmente a

aparente precisão do modelo EGM se deve apenas a erros que se auto cancelam, introduzidos pelas considerações adotadas por Whitehead.

Em Becerra *et al.* (2008) o modelo auto consistente de interceptação de líderes - SLIM (“self-consistently interception model”) foi utilizado para avaliar as hipóteses assumidas na elaboração do EGM. Ao contrário dos modelos convencionais de propagação de líderes, como os apresentados por Eriksson (1987a-b), Deller e Garbagnati (1990) e Rizk (1990), o modelo SLIM auto consistentemente avalia os parâmetros físicos dos líderes ascendentes. Conseqüentemente as simulações não são dependentes da escolha de valores de fatores não conhecidos como a velocidade de propagação do líder ascendente ou das propriedades do canal, que são necessárias quando modelos de propagação de líderes são usados.

A teoria de blindagem de linhas de transmissão de Whitehead e co-autores apresentada nos trabalhos Armstrong e Whitehead (1968), Brown e Whitehead (1969) e Gilman e Whitehead (1973) consiste na determinação de exposição do condutor às descargas atmosféricas, a qual é dada por uma superfície com arco imaginário de raio r_s . A Figura 2.9a ilustra um exemplo da geometria dos arcos de exposição dos condutores fase e cabo guarda em uma linha de transmissão de configuração circuito simples horizontal, com expectativa de falha de blindagem. O ângulo de blindagem θ_s , mostrado na Figura 2.9, pode ser definido como o ângulo formado pelo segmento de reta ligando o cabo guarda ao condutor fase e uma linha vertical. O ângulo de blindagem é denominado negativo se os cabos guarda são horizontalmente dispostos externamente aos condutores fase. No caso ilustrado na Figura 2.9a os condutores fase externos podem receber descargas diretas quando o líder escalonado descendente toca seu arco de exposição, o qual não está totalmente coberto pelo arco de exposição do cabo guarda e pela linha de exposição do solo, a qual se localiza à distância r_g acima do plano de terra.

Por outro lado, a blindagem efetiva dos condutores fase pode ser obtida quando o arco de exposição dos condutores fase é reduzido a zero pela redução do ângulo de blindagem θ_s (Figura 2.9b), como indicado na equação:

$$\theta_s = \text{sen}^{-1}\left(K_{sg} - \frac{h_{\text{médio}}}{r_s}\right) - \text{sen}^{-1}\left(\frac{c}{2r_s}\right) \quad (2.5), \text{ (Armstrong e Whitehead (1968))}.$$

sendo $h_{m\u00e9dio}$ a altura m\u00e9dia dos condutores fase, c a dist\u00e2ncia m\u00e9dia entre o condutor fase e cabo guarda e K_{sg} \u00e9 uma constante que correlaciona a dist\u00e2ncia de atra\u00e7\u00e3o ao solo r_g com a dist\u00e2ncia de atra\u00e7\u00e3o do condutor r_s , como segue:

$$r_g = K_{sg} \cdot r_s \quad (2.6).$$

O par\u00e2metro r_s \u00e9 a dist\u00e2ncia de atra\u00e7\u00e3o dos condutores, expressa pela Equa\u00e7\u00e3o (2.4).

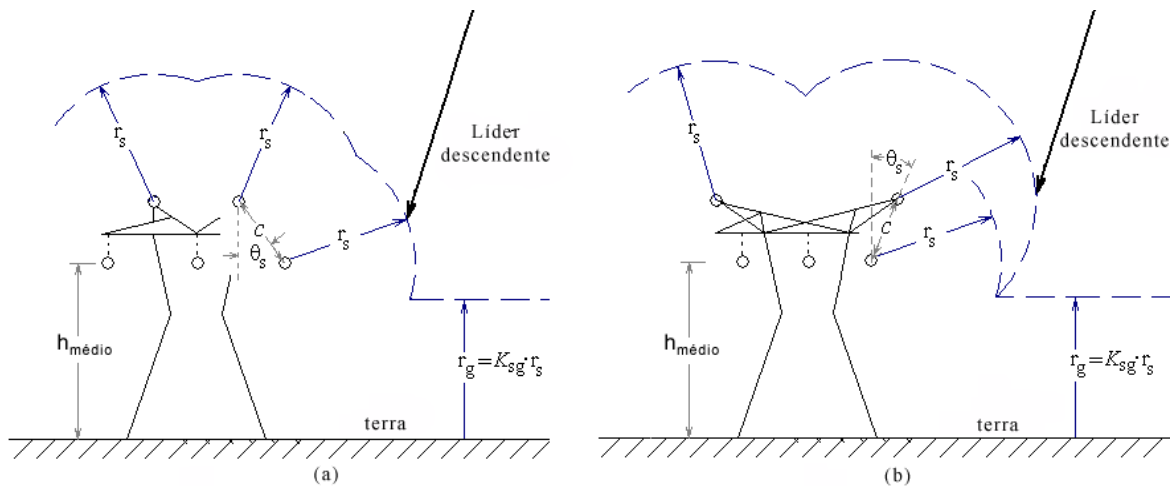


Figura 2.9: Zonas de exposi\u00e7\u00e3o frente a descargas atmosf\u00e9ricas para os condutores fase e cabo guarda de uma linha de transmiss\u00e3o. Adaptada de Becerra *et al.* (2008).

- a) linha sem blindagem total (\u00e2ngulo de blindagem positivo)
b) linha efetivamente blindada (\u00e2ngulo de blindagem negativo)

Na deriva\u00e7\u00e3o da Equa\u00e7\u00e3o (2.4), o modelo de “return stroke” de Wagner (1963) foi usado para calcular o potencial V_s (em MV) do canal do l\u00edder descendente em fun\u00e7\u00e3o da corrente prospectiva I (em kA) da corrente da descarga:

$$V_s = 3,7 \cdot I^{0,66} \quad (2.7),$$

juntamente com a equa\u00e7\u00e3o emp\u00edrica obtida pela extrapola\u00e7\u00e3o de dados de laborat\u00f3rio de descargas disruptivas devido a impulsos de manobra na configura\u00e7\u00e3o ponta-ponta com dist\u00e2ncias de arco de at\u00e9 5 m. Esta equa\u00e7\u00e3o emp\u00edrica relaciona a dist\u00e2ncia de espa\u00e7amento r_s (em metros) com a correspondente tens\u00e3o disruptiva V_s (em MV) por:

$$r_s = 1,4 \cdot V_s^{1,2} \quad (2.8).$$

Combinando as equações (2.7) e (2.8), a conhecida relação entre distância de atração e a corrente prospectiva do “return stroke” é obtida:

$$r_s = 6,72.I^{0,8} \quad (2.9).$$

De modo a obter uma concordância satisfatória entre a sua teoria e observações em campo, Armstrong e Whitehead (1968) calibraram a constante K_{sg} com dados de linhas de transmissão efetivamente blindadas. Portanto, a constante K_{sg} foi calibrada para ajustar a previsão do modelo EGM com o ângulo θ_s de linhas existentes de alto desempenho, como mostrado na Figura 2.10. O valor escolhido para a constante K_{sg} foi 0,9. Cálculos foram realizados considerando a distância entre condutores fase e cabo guarda igual a 6,09 m e corrente prospectiva da descarga atmosférica da ordem de 7,7 kA. Outros dados de campo sobre ângulos de blindagem em linhas de transmissão com ocorrência de falhas de blindagem a partir de uma intensiva campanha em campo patrocinada pelo Edison Electric Institute (Whitehead 1972 apud Becerra *et al.* 2008, Armstrong e Whitehead, 1964) também são mostradas na Figura 2.10.

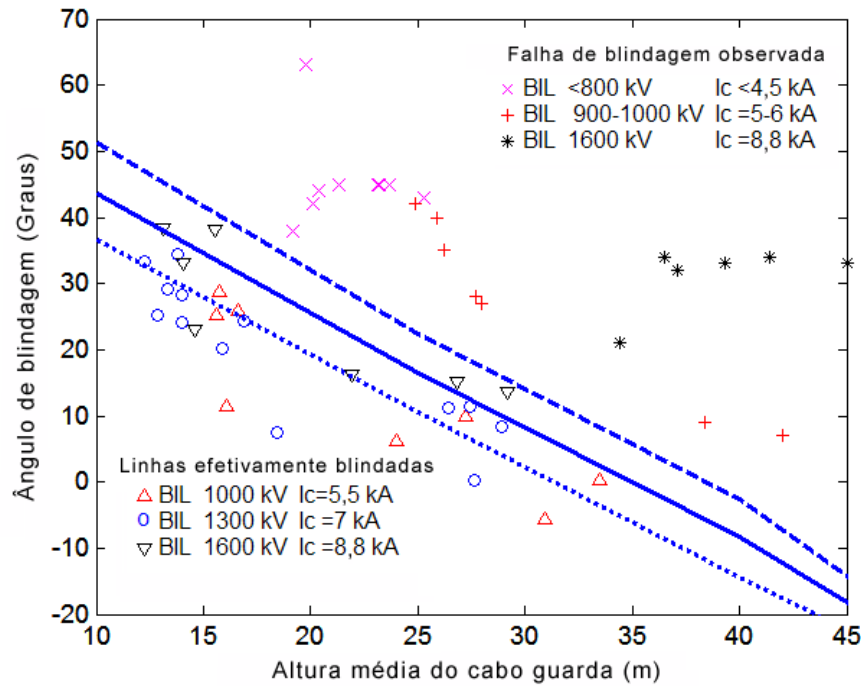


Figura 2.10: Calibração do EGM de Armstrong e Whitehead (1968) com ângulos de blindagem médios de linhas de transmissão nos EUA. As linhas na figura correspondem a estimativa do EGM para $K_{sg} = 1$ (linha tracejada), $K_{sg} = 0,9$ (linha sólida) e $K_{sg} = 0,8$ (linha pontilhada). Adaptada de Becerra *et al.* (2008). BIL - “Basic insulation level” e I_c - valor de pico da corrente de retorno incidente na linha que causa interrupção na cadeia de isoladores.

Posteriormente pequenas mudanças nos coeficientes a e b da Equação (2.4) foram efetuadas por Brown e Whitehead (1969), Gilman e Whitehead (1973), Love (1973) e Whitehead (1977), com base no refinamento da Equação (2.7). Estas mudanças também foram acompanhadas pela correspondente re-calibração do parâmetro K_{sg} com dados de campo. Os valores propostos de a , b e K_{sg} são mostrados na Tabela 2.1 e o correspondente ângulo de blindagem estimado em cada caso é mostrado na Figura 2.11. Sendo a geometria das linhas de transmissão efetivamente blindadas fortemente dependente do cálculo da distância de atração, existe uma larga faixa de ângulos de blindagem sugeridos para diferentes equações do EGM usadas na literatura.

Tabela 2.1: Coeficientes da expressão da distância de atração (equações (2.4) e (2.6)). WG - “Working Group”.

Fonte	a	b	K_{sg}
Armstrong e Whitehead (1968)	6,7	0,8	0,9
Brown e Whitehead (1969)	7,1	0,75	0,9
Gilman e Whitehead (1973)	6,7	0,8	1
	6,0	0,8	1
Love (1973)	10	0,65	1
Whitehead (1974)	9,4	0,67	1
	8,5	0,67	1
Whitehead (1977)	10	0,8	1
IEEE WG (1985)	8	0,65	0,64-1
IEEE WG (1997)	10	0,65	0,55-1

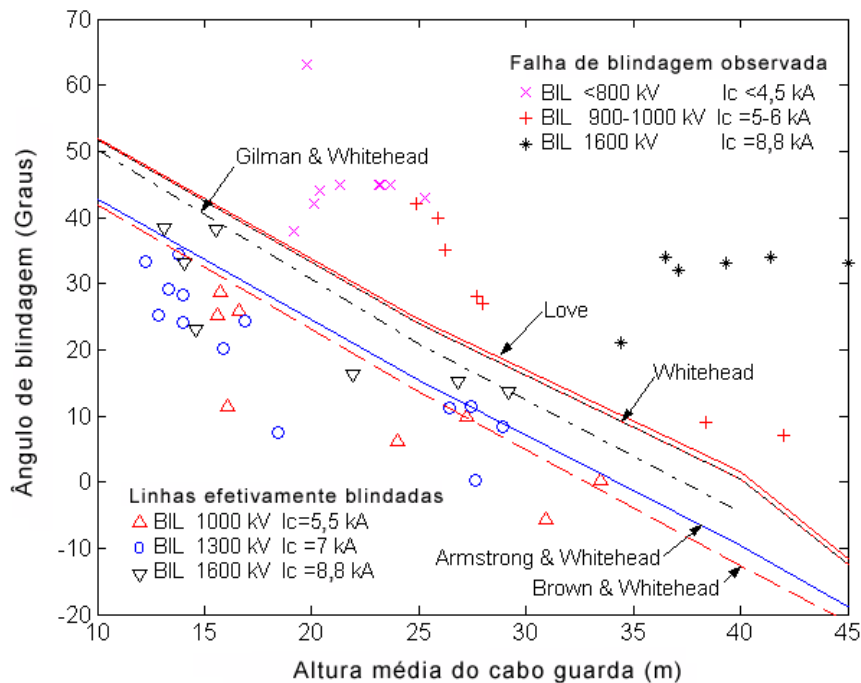


Figura 2.11: Comparação de ângulos de blindagem efetivos calculados por Whitehead e colaboradores com o EGM para os valores mostrados na Tabela 2.1. Os ângulos de blindagem de linhas de transmissão dos EUA são mostrados como valores de referência, obtidos nos trabalhos Armstrong e Whitehead (1968) e Golde (1964).

Adaptada de Becerra *et al.* (2008).

A teoria eletrogeométrica de Whitehead e co-autores discutida anteriormente é baseada nas seguintes hipóteses:

- a presença do líder ascendente é desprezada. Foram considerado apenas os “streamers” que se propagam do líder descendente e do objeto aterrado durante o salto final;
- a distância de atração r_s a um condutor horizontal é função somente da corrente prospectiva crítica do “return stroke” I de acordo com a expressão mostrada em Whitehead (1972):

$$r_s = 6,7.I^{0,8} \quad (2.10),$$

- as distâncias de atração do condutor fase e do cabo guarda (r_s) e do solo plano (r_g) são aproximadamente iguais. Porém, a relação entre r_g e r_s sugerida por Armstrong e Whitehead (1968) é mostrada na Equação (2.6).

O valor da constante K_{sg} na versão final do EGM foi assumido igual a 1 (Whitehead 1972 apud Becerra *et al.* 2008). Whitehead justificou esta hipótese mencionando que “quando o valor de $K_{sg} = 0,9$ foi usado para estimar a taxa de falha de blindagem de linhas de transmissão, a estimativa mostrou-se excessiva”.

- a corrente crítica da corrente da descarga I_c é função da tensão de disrupção a 50 % (U_{50}) (tensão com 50 % de probabilidade de causar disrupção) ou “critical impulse flashover voltage” - CFO - para polaridades negativas de impulsos normalizados e da impedância Z do condutor fase da linha:

$$I_c = \frac{2.CFO}{Z} \quad (2.11).$$

Por outro lado, a calibração do EGM com dados de operação de linhas de transmissão, Armstrong e Whitehead (1968) e Brown e Whitehead (1969), foi realizada considerando:

- o desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas usadas na calibração foi avaliado com base na altura média dos condutores. As alturas médias $h_{médio}$ dos condutores fase e do cabo guarda para terrenos planos foram calculadas conforme a Equação (2.12),

sendo que para terrenos com vales e montanhosos são calculadas conforme as equações (2.13) e (2.14), respectivamente:

$$h_{\text{médio}} = \frac{2}{3} \cdot h_v + \frac{1}{3} \cdot h_t \quad (2.12),$$

$$h_{\text{médio}} = h_t \quad (2.13) \text{ e}$$

$$h_{\text{médio}} = 2 \cdot h_t \quad (2.14),$$

em que

h_v - altura do condutor no meio do vão e

h_t - altura do condutor na torre.

Como a variação da altura do condutor ao longo de vãos acima do valor médio da linha foi responsável por algumas observações de falha de blindagem (Whitehead 1972 apud Becerra *et al.* 2008), essas expressões foram usadas para considerar mudanças na topologia ao longo de todo o comprimento da linha. Portanto, a altura média calculada para o cabo guarda e para os condutores fase foram consideradas como representativas das condições de linhas reais;

- as blindagens providas por árvores ou outras linhas de transmissão não foram levadas em consideração. Apesar do efeito de árvores no desempenho de linhas de transmissão, elas não foram consideradas na análise de dados “devido ao grande número de linhas envolvidas tornar inviável a determinação dos fatores do terreno e perfil horizontal no refinamento necessário de vãos individuais envolvendo eventos de falha de blindagem indicadas pelos “Pathfinders””. Portanto, o projeto de blindagem efetiva sugerido por Whitehead é baseado em solo sem a presença de objetos elevados próximos às linhas.

Baseado na análise de fotografias de descargas atmosféricas incidentes em um mastro de 70 m de altura, Eriksson (1987a-b) formulou que a atração das descargas atmosféricas em objetos aterrados pode ser estimada pela avaliação da iniciação e propagação do líder ascendente em direção ao líder escalonado. Assim, ele formulou que a distância de atração de qualquer estrutura aterrada depende não somente da corrente prospectiva do “return stroke”, como o modelo eletrogeométrico assume, mas também de sua altura. Como o EGM não leva em consideração a presença do líder ascendente no processo de interceptação (“attachment”), ele

não pode incluir qualquer dependência da altura do objeto na estimativa da distância de atração.

Nos estudos de Eriksson (1987a-b) sobre a incidência de descargas atmosféricas em linhas de transmissão, ele sugeriu uma nova relação para estimativa desta distância, que considera explicitamente a altura do objeto e a amplitude da corrente da descarga atmosférica. O novo modelo foi derivado de observações experimentais, onde dados de incidência de descargas atmosféricas em estruturas com altura variando de 20 m a 500 m foram catalogados, conforme mostrado na Figura 2.12. Como os dados foram colhidos de diversas regiões, com diferentes densidades de descarga para o solo (N_g), os dados de incidência de descargas atmosféricas foram normalizados para $N_g = 1 / \text{km}^2 / \text{ano}$. A análise ainda considerou a presença de descargas ascendentes ocorridas em objetos com altura superiores a 100 m.

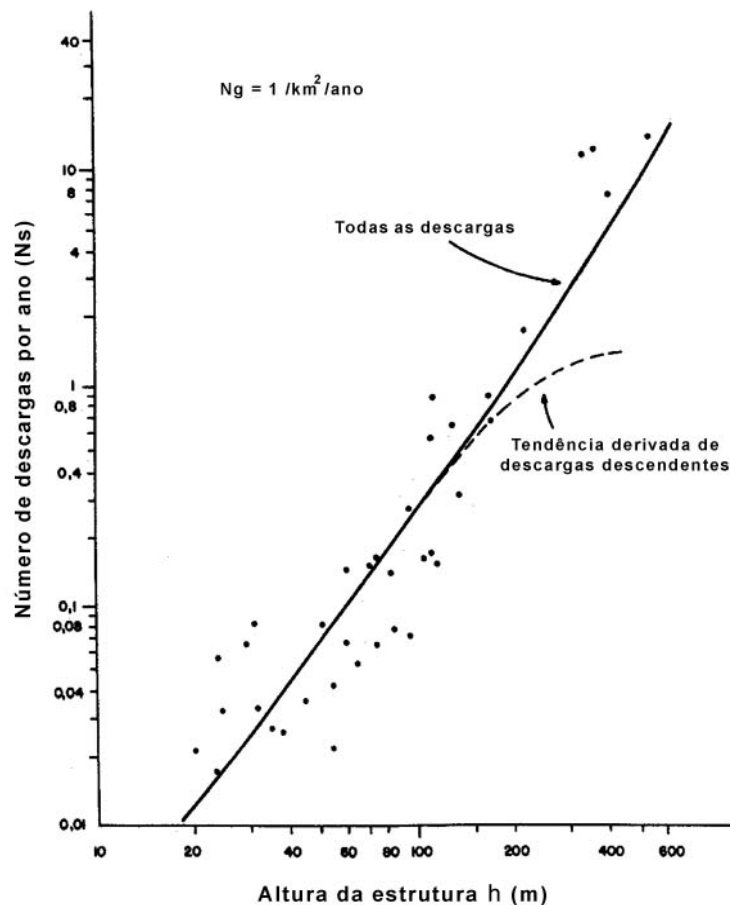


Figura 2.12: Incidência de descargas atmosféricas em estruturas de várias alturas. Adaptada de Eriksson (1987a).

Eriksson fez cálculos do raio de atração considerando a interferência no campo elétrico provocada pelo objeto ou condutor, carga do líder, altura do objeto, campo elétrico na

extremidade da estrutura etc., obtendo uma série de curvas do raio de atração em função da altura do objeto e da corrente da descarga. Com base nos gráficos obtidos foi derivada a seguinte relação para determinação do raio de atração de estruturas e condutores:

$$R_a = 0,84 \cdot h^{0,6} \cdot I^{0,74} \quad (2.15) \text{ para estruturas ou}$$

$$R_a = 0,67 \cdot h^{0,6} \cdot I^{0,74} \quad (2.16) \text{ para condutores.}$$

Por meio de observações de incidência de descargas atmosféricas em objetos elevados, o autor mostrou que o raio de atração médio R_{av} pode ser obtido a partir da expressão:

$$R_{av} = 14 \cdot h^{0,6} \quad (2.17),$$

sendo h normalmente adotado como a altura média das torres.

Atualmente o modelo adotado pelo IEEE para a estimativa da distância de atração é o modelo EGM. O valor estimado da distância de atração ao condutor (r_s) ou ao solo (r_g) por esse modelo (IEEE Std. 1243-1997) é representado pelas seguintes expressões:

$$r_s = 10 \cdot I^{0,65} \quad (2.18) \text{ e}$$

$$r_g = \begin{cases} (3,6 + 1,7 \cdot \ln(43 - h_{\text{médio}})) \cdot I^{0,65} & h_{\text{médio}} < 40 \text{ m} \\ 5,5 \cdot I^{0,65} & h_{\text{médio}} \geq 40 \text{ m} \end{cases} \quad (2.19).$$

A título de ilustração, a utilização do modelo adotado em IEEE Std. 1243 (1997) nos condutores de linha de transmissão com cabos para-raios energizados - PRE (Ramos, 2010) é mostrada na Figura 2.13 para um determinado valor de crista da corrente do “return stroke”. As distâncias de atração aos condutores e ao solo são calculadas de acordo com as equações (2.18) e (2.19). Os gradientes dos campos elétricos ao redor do condutor são um pouco maiores do que ao solo, portanto r_s é geralmente maior que r_g . Uma linha horizontal é desenhada com distância r_g ao solo.

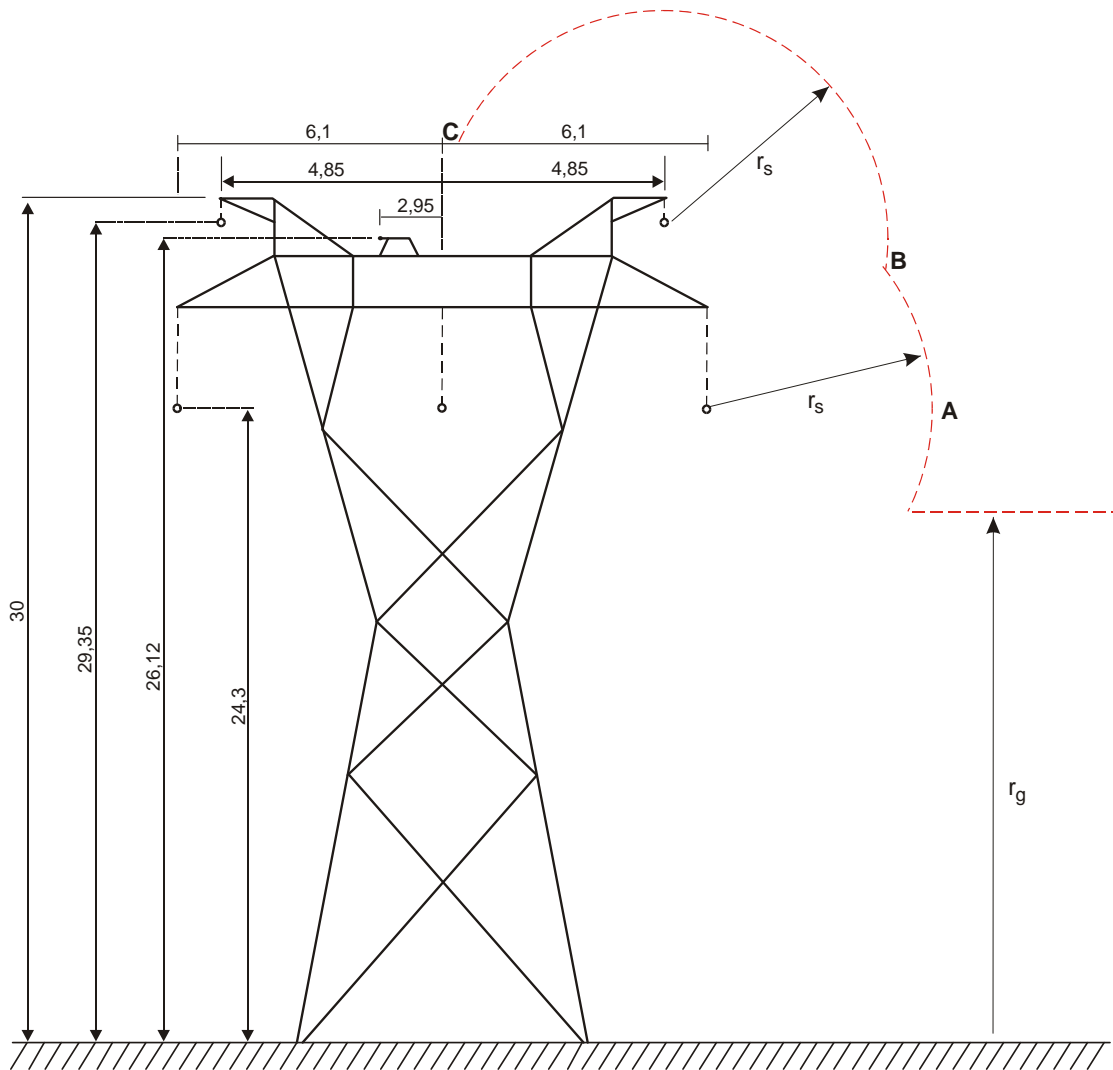


Figura 2.13: Exemplo ilustrativo de aplicação do EGM em torre com cabos para-raios energizados. Distâncias em metros.

O modelo considera que se um líder descendente, com corrente de pico prospectiva I , tocar o arco entre os pontos A e B, o impacto ocorrerá no condutor fase. Se o líder tocar entre B e C, o impacto será no cabo guarda e, caso o líder se propague verticalmente à direita do ponto A, a descarga ocorrerá no solo. O raio de atração R_a pode ser obtido conforme as equações:

$$r_g > h \Rightarrow R_a = \sqrt{r_s^2 - (r_g - h)^2} \quad (2.20) \text{ e}$$

$$r_g < h \Rightarrow R_a = r_s \quad (2.21).$$

Na Figura 2.14 são mostradas as curvas relativas aos raios de atração dos condutores (cabos para-raios energizados) do sistema PRE em função da corrente da descarga conforme os modelos propostos pelo IEEE (1997) e por Eriksson (1987b). Nos cálculos considerou-se a altura das torres como igual a 33 m.

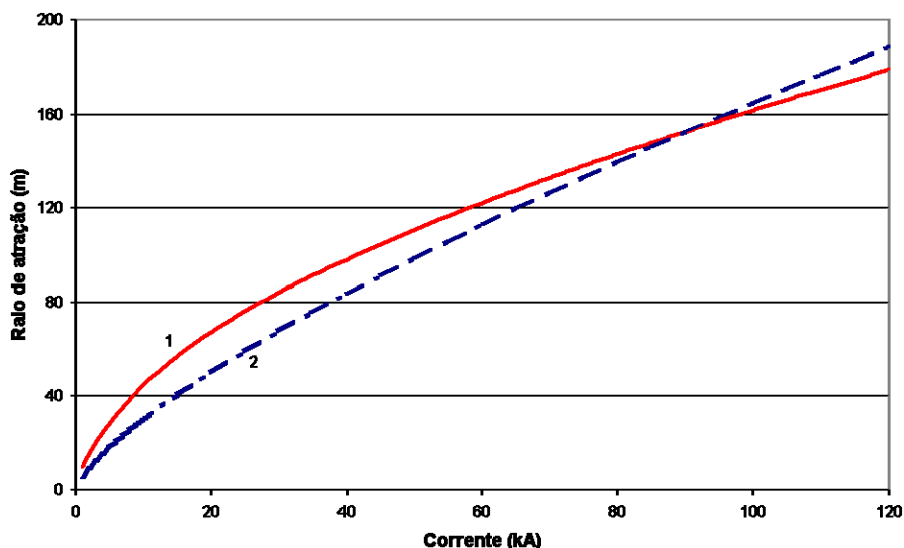


Figura 2.14 - Raio de atração do sistema PRE considerando a altura das torres igual a 33 m.
1 – modelo IEEE 2 - modelo proposto por Eriksson

Observa-se uma nítida diferença entre os valores encontrados pelos dois modelos. O valor estimado pelo IEEE é maior que aquele previsto por Eriksson para valores de pico de correntes de descarga inferiores a 91 kA, ocorrendo o oposto no caso de correntes superiores a esse valor. Como exemplo, as distâncias de atração correspondentes à corrente de 5 kA, cuja probabilidade de ser excedida é de cerca de 99 % conforme estudos de Anderson e Eriksson (1980), são de aproximadamente 28 m e 18 m para os modelos do IEEE e de Eriksson, respectivamente.

2.3 Dados de Campo Sobre a Incidência de Descargas Atmosféricas em Linhas de Transmissão

No trabalho apresentado por Ouchi e colaboradores (2000) foi desenvolvido estudo sobre a incidência de descargas atmosféricas em linhas de transmissão de 500 kV. No estudo, os trechos das linhas de transmissão, totalizando 12,7 km e 31 torres, foram observados durante 10 anos com câmeras fotográficas e com medições das correntes de descargas incidentes na linha. Foi também observada isoladamente uma torre próxima a uma planta nuclear. As linhas de transmissão observadas possuem ângulos de blindagem negativos, não tendo sido

registradas falhas de blindagem. A proporção observada entre descargas na torre e no cabo guarda foi de 5:1. Esta proporção pode ser explicada pela alta porcentagem de descargas positivas na área de estudo e pelo fato que de descargas com ângulos de incidência elevada são determinadas pela propagação dos líderes ascendentes. Com relação ao ângulo de incidência das descargas atmosféricas, definido na Figura 2.15, ele foi baseado na teoria de Armstrong e Whitehead (1968), em que o ângulo de incidência θ é assumido seguindo uma função de distribuição expressa na forma $(\cos \theta)^m$.

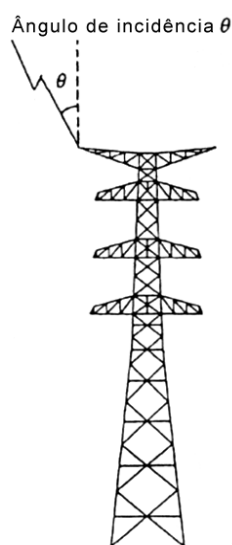


Figura 2.15: Ângulo de incidência de descarga atmosférica. Adaptada de Ouchi *et al.* (2000).

A Figura 2.16a mostra a distribuição do ângulo de incidência obtida de fotografias em apenas uma direção, isto é, imagem da descarga atmosférica registrada por apenas uma câmera. Neste caso o valor médio do ângulo de incidência da descarga atmosférica é de 33° , e se a distribuição é expressa em termos de $(\cos \theta)^m$, então o expoente m é igual a 3,5. Por outro lado, com base em observações de descargas no inverno em torres isoladas, o valor encontrado para m foi igual a três. A Figura 2.16b mostra a distribuição dos ângulos de incidência de descargas atmosféricas baseada em fotografias tiradas em duas direções, que na prática, resulta em melhor precisão na obtenção do ângulo de incidência, onde foi obtido valor médio igual a 45° e expoente $m = 2$. Esta diferença é causada pelo efeito tridimensional obtido pelas análises das fotografias em duas direções, ou seja, imagens da mesma descarga atmosférica obtidas com duas câmeras, apontadas em diferentes direções.

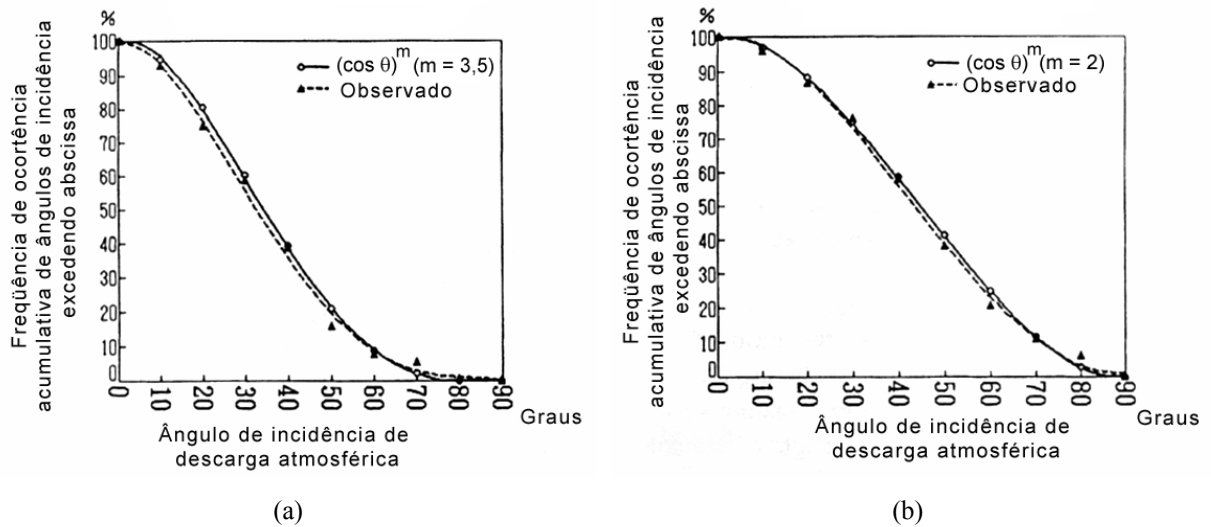


Figura 2.16: Distribuição do ângulo de incidência da descarga atmosférica. Adaptada de Ouchi *et al.* (2000).
 a) obtidas a partir de observações de fotografias em uma direção
 b) obtidas a partir de observações de fotografias em duas direções

No estudo de Corrales, Martinez e Barragán (2006) foi feita uma análise sobre o desempenho de uma linha de transmissão de 400 kV com relação a descargas atmosféricas. Foram monitorados desligamentos em um trecho de 22 km de uma linha de transmissão de 400 kV que apresenta altas taxas de interrupção entre as torres 300 e 340, no período de 1992 a 2001. O objetivo do trabalho foi determinar o comportamento da linha de transmissão frente a descargas atmosféricas e analisar alguns métodos para melhora de seu desempenho. Foram obtidos os seguintes dados na pesquisa:

- interrupções nas estruturas, no período de 1992 - 2001: 29;
- taxa de desligamento observada: 13,18 desligamentos/100 km/ano.

Um programa computacional foi desenvolvido para calcular a taxa de falhas da linha na configuração real e em outras configurações propostas para melhorar o seu desempenho. No caso da configuração real da linha, foi estimada uma taxa de 11,1 falhas/100 km/ano. Foi utilizada a densidade de descargas ao solo N_g igual a 15 descargas/km²/ano. A primeira proposta para melhorar o desempenho da linha foi a alteração das cadeias externas de isoladores, alterando a configuração *I* para a configuração *V*. Nesta alteração o ângulo de blindagem é reduzido de 25° para 20°, tendo sido estimada uma nova taxa de falhas da linha igual a 6,1 desligamentos/100 km/ano. A segunda proposta para melhoria do desempenho do trecho estudado foi a alteração da cadeia de isoladores em *I* para *V* e também o ângulo de blindagem para 3°. Nesta nova configuração foi calculada a taxa de

0,5 desligamentos/100 km/ano, valor abaixo do esperado para a linha, que é no máximo de 1 desligamento/100 km/ano.

No interessante trabalho de Takami e Okabe (2007) são apresentadas observações de impactos de descargas atmosféricas incidentes em cabos fase de linhas de extra alta tensão (500 kV), sendo o seu desempenho frente a descargas atmosféricas inferior ao previsto pelo modelo eletrogeométrico. Durante um período de sete anos de estudo, descargas diretas nos condutores fase foram fotografadas e medidas em várias linhas de transmissão no Japão. As linhas têm altura média de 90 m, estrutura de circuito duplo e dois cabos guarda no topo, como mostrado na Figura 2.17a. A CFO dos isoladores está na faixa de 3610 kV a 3840 kV. Os valores de pico da corrente de 79 descargas diretas nos condutores fase estão na faixa de 5 kA a 36 kA, sendo que o valor com 50 % de probabilidade de ser excedido é 14,7 kA.

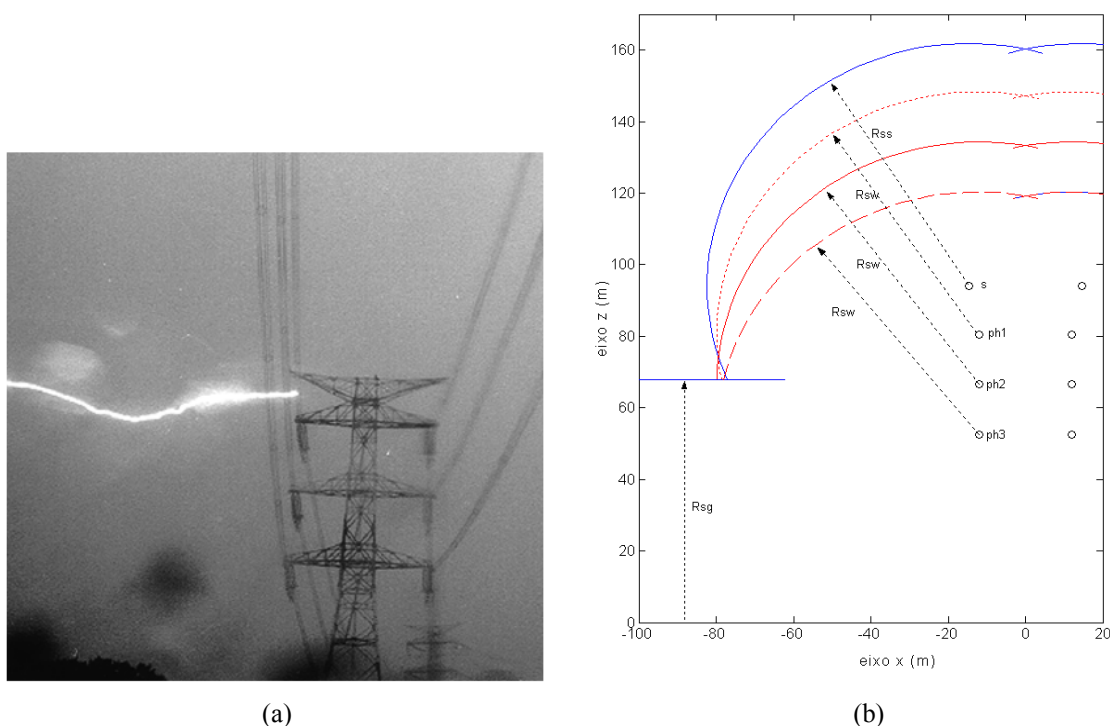


Figura 2.17: Descarga direta em um condutor fase de uma linha de transmissão de 500 kV. Adaptada de Takami e Okabe (2007).

- a) fotografia de uma descarga no condutor fase superior.
 b) Arcos de exposição dos condutores de acordo com a teoria do modelo eletrogeométrico para valor de pico da corrente prospectiva do “return stroke” igual a 18 kA.

O valor da corrente crítica do “return stroke” que provoca sobretensão na cadeia de isoladores igual ao valor de CFO de 3.610 kV é de aproximadamente 18 kA. A Figura 2.17b mostra os arcos de exposição dos cabos guarda e das fases da linha de transmissão estimadas com o

EGM para essa corrente crítica. Observa-se que uma pequena seção do arco de exposição da fase central (ph2) não está completamente coberta pelo arco de exposição do cabo guarda e, portanto, é suscetível a descargas diretas. Os condutores superior e inferior (ph1 e ph3, respectivamente) estão totalmente blindados. Porém, Takami e Obake (2007) observaram que 43 % das descargas diretas atingem o condutor fase superior, 34 % a fase central e 23 % a fase inferior. Esta diferença entre os resultados de observação em campo com os valores calculados pelo EGM mostra um exemplo de possíveis erros introduzidos no EGM quando este é usado em linhas de transmissão com configuração diferente das usadas na calibração do modelo.

De modo a analisar a incidência de descargas atmosféricas na linha de transmissão estudada por Takami e Obake (2007), o modelo SLIM foi implementado por Becerra *et al.* (2008). A Figura 2.18 mostra os arcos de exposição calculados pelo SLIM quando o líder descendente é assumido vertical (Figura 2.18a) e também quando a última seção do líder descendente é assumida inclinada em direção aos condutores (Figura 2.18b). Foi utilizado o valor de pico da corrente da descarga igual a 14,7 kA, que corresponde à probabilidade de 50 % de ser excedida, conforme as medições realizadas.

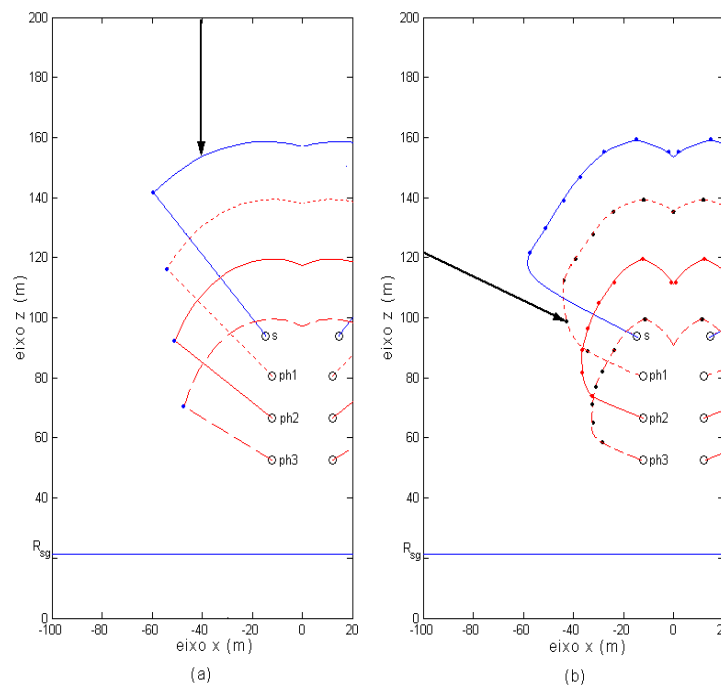


Figura 2.18: Arcos de exposição do cabo guarda e dos condutores fase da linha de transmissão estudada por Takami e Obake (2007) calculados com o SLIM em duas configurações do líder descendente. Adaptada de Becerra *et al.* (2008).

a) líder descendente vertical

b) último trecho do líder descendente inclinado em direção aos condutores.

No caso de líder descendente completamente vertical (Figura 2.18a), todos os condutores fase estão protegidos pelo cabo guarda. Por outro lado, os condutores fase são expostos a descargas atmosféricas quando o trecho final do líder descendente é considerado inclinado em direção aos condutores, como mostrado na Figura 2.18b. No trabalho de Takami e Otake (2007) foi reportado que na maioria dos casos o líder descendente se propaga verticalmente e muda sua direção no seu estágio final, tornando-se quase horizontal no impacto nos condutores fase. Este fato mostra que os condutores fase são expostos a descargas atmosféricas principalmente quando a seção incidente do líder descendente é inclinada, em concordância com o modelo SLIM.

3 O MODELO SLIM DE PROPAGAÇÃO DE LÍDERES

O modelo SLIM para estimativa da distância e raio de atração de um determinado objeto foi proposto por Becerra e Cooray (2006a). O modelo utiliza como primeira aproximação uma condição estática, ou seja, assume que o campo elétrico ambiente não se altera consideravelmente durante o tempo necessário para a iniciação do líder ascendente. O modelo proposto é utilizado para estimar o campo elétrico requerido para iniciar um líder ascendente de um captor ou de ponto de uma edificação. As comparações realizadas em Becerra e Cooray (2006a) mostram uma excelente concordância entre os valores de campo elétrico para estabilização do líder calculados através do SLIM e os valores medidos nos experimentos realizados por Willett, Davis e Laroche (1999) utilizando a técnica de descargas provocadas por foguetes. Os valores de campo calculados, levando em conta o efeito das cargas espaciais, são apresentados juntamente com os valores medidos em função da altura do foguete.

Com o objetivo de obter um melhor entendimento do modelo, o mesmo é descrito inicialmente na sua forma original. Posteriormente são apresentadas as melhorias propostas nos trabalhos desenvolvidos por Becerra e Cooray (2006c), Becerra e Cooray (2006d), Becerra e Cooray (2008) e Arevalo e Cooray (2009).

3.1. Modelo Físico de Iniciação de Líder Estável

Quando o líder descendente se aproxima do solo, o campo elétrico em estruturas com superfícies agudas aumenta. Assim, um líder ascendente inicia-se de objetos elevados quando as seguintes condições são totalmente satisfeitas, segundo Akyuz e Cooray (2001):

- 1) uma descarga “streamer” é iniciada na ponta da estrutura aterrada (primeira iniciação de corona);
- 2) a transição de “streamer” para líder ocorre (iniciação instável do líder);
- 3) o líder inicia propagação contínua (iniciação estável do líder).

O processo de descarga é iniciado com a formação da primeira descarga corona. Uma vez que um “streamer” é iniciado, ele se propaga da ponta do eletrodo e, depois, divide-se em vários

ramos com volume cônico (Les Renardieres Group 1977 apud Becerra e Cooray 2006a). Portanto, as ramificações das descargas corona (“streamers”) são desenvolvidas a partir de um ponto em comum (“stem”).

Dependendo da curvatura do eletrodo, um período escuro ocorre antes do segundo corona. Este fato ocorre devido à carga injetada pelo primeiro corona produzir uma distorção no campo que atrasa a iniciação do segundo corona. Após a iniciação do segundo corona, um líder subsequente se desenvolve se a temperatura do seu “stem” atinge um valor crítico (aproximadamente 1500 K), segundo Gallimberti (1972). Então o líder inicia sua propagação com os “streamers” em frente à sua ponta. Porém, se a energia suprida pelo corona do líder não é suficiente para sustentar a transição térmica na ponta do líder, a propagação do líder para (Bondiou e Gallimberti, 1994). Caso contrário o líder continua se propagando.

Assim, para se calcular a condição de líder estável, a iniciação da primeira descarga corona é calculada usando o mesmo critério usado no trabalho desenvolvido por Gallimberti (1972). Além disso, a zona de “streamers” corona é modelada usando a aproximação eletrostática proposta por Goelian *et al.* (1997). Basicamente a principal hipótese deste procedimento é que a zona de corona é caracterizada por um campo elétrico E_{sr} quase constante. Deste modo, as cargas espaciais do corona produzem distorções na distribuição geométrica do potencial elétrico no ambiente, como mostrado na Figura 3.1.

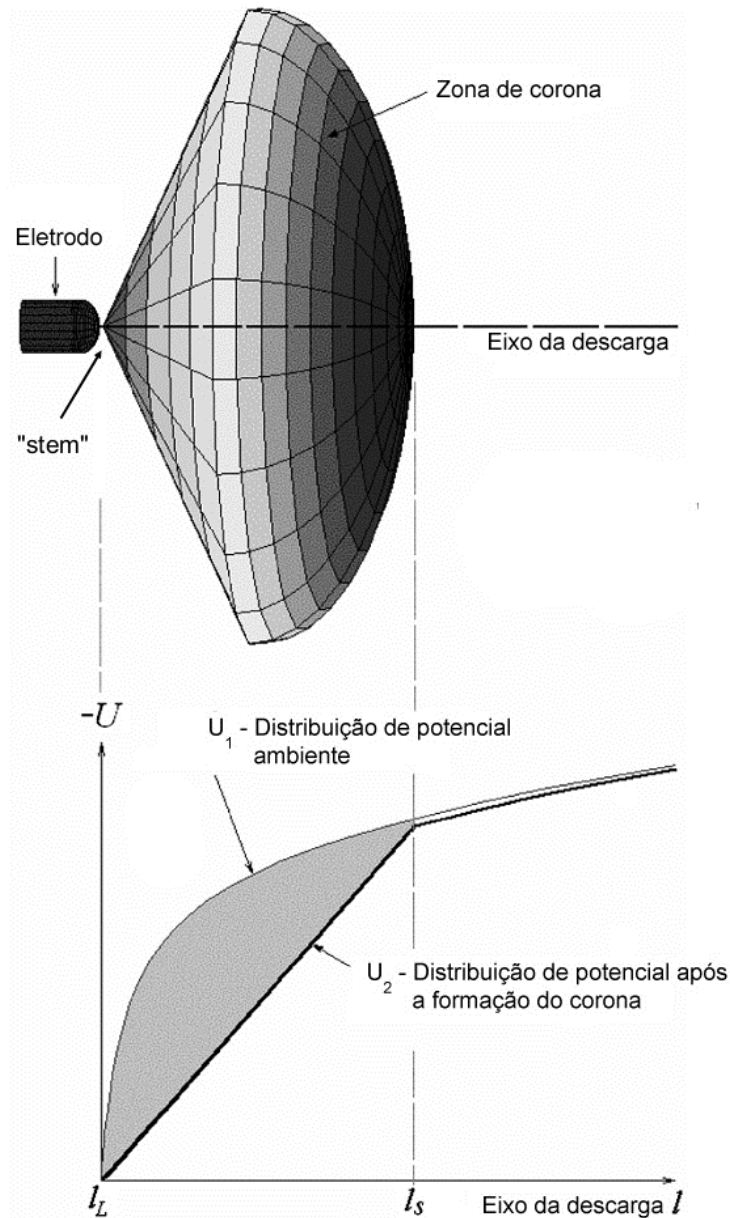


Figura 3.1: Distribuição de potencial antes e depois da formação da corona em frente à haste. É assumido que a haste é aterrada. Neste caso a zona corona se estende da ponta do "stem" l_L até o ponto l_s no eixo da descarga.

Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).

Em seguida é calculada a carga total de corona requerida para alterar a distribuição geométrica do potencial U_1 para a distribuição U_2 após a formação do corona. Assumindo uma simetria axial cilíndrica da zona de corona, uma expressão para calcular a carga corona total de uma configuração ponta – plano foi derivada no trabalho desenvolvido por Goelian *et al.* (1997). A equação é função da área entre a distribuição de potencial U_1 e U_2 , o comprimento do "streamer", número de "streamers" da região de corona e distância entre os "streamers" e o eixo central. Os primeiros dois parâmetros são bem conhecidos, mas os

últimos não são bem definidos na literatura. Adicionalmente a expressão não leva em conta as cargas induzidas nos eletrodos e a forma cônica da zona de corona.

O método de simulação por cargas (“charge simulation method” – CSM), apresentado nos trabalhos publicados por Singer, Steinbigler e Weiss (1974), Yializis, Kuffel e Alexander (1978) e Abdel-Salam e Abdel-Aziz (1992) foi usado para o cálculo da carga na zona de corona, que é melhor detalhado no item 3.2. Uma vez que ocorreu a iniciação da primeira descarga corona, a carga total na zona de corona é calculada. Portanto, é assumido que ocorre a iniciação instável do líder quando a distribuição de potencial no ambiente é alto o suficiente para produzir uma segunda carga corona que é igual ou superior ao mínimo valor definido, igual a $1 \mu\text{C}$, proposto por Gallimberti (1972).

Para se determinar se a distribuição do potencial é alta o suficiente para iniciar a propagação estável do líder é necessário simular os primeiros metros do processo de propagação do líder. Deste modo são realizados cálculos iterativos do comprimento do líder, da queda da tensão do líder, da distribuição de potencial e da carga total em frente à ponta do líder. Um exemplo esquemático destes cálculos é mostrado na Figura 3.2.

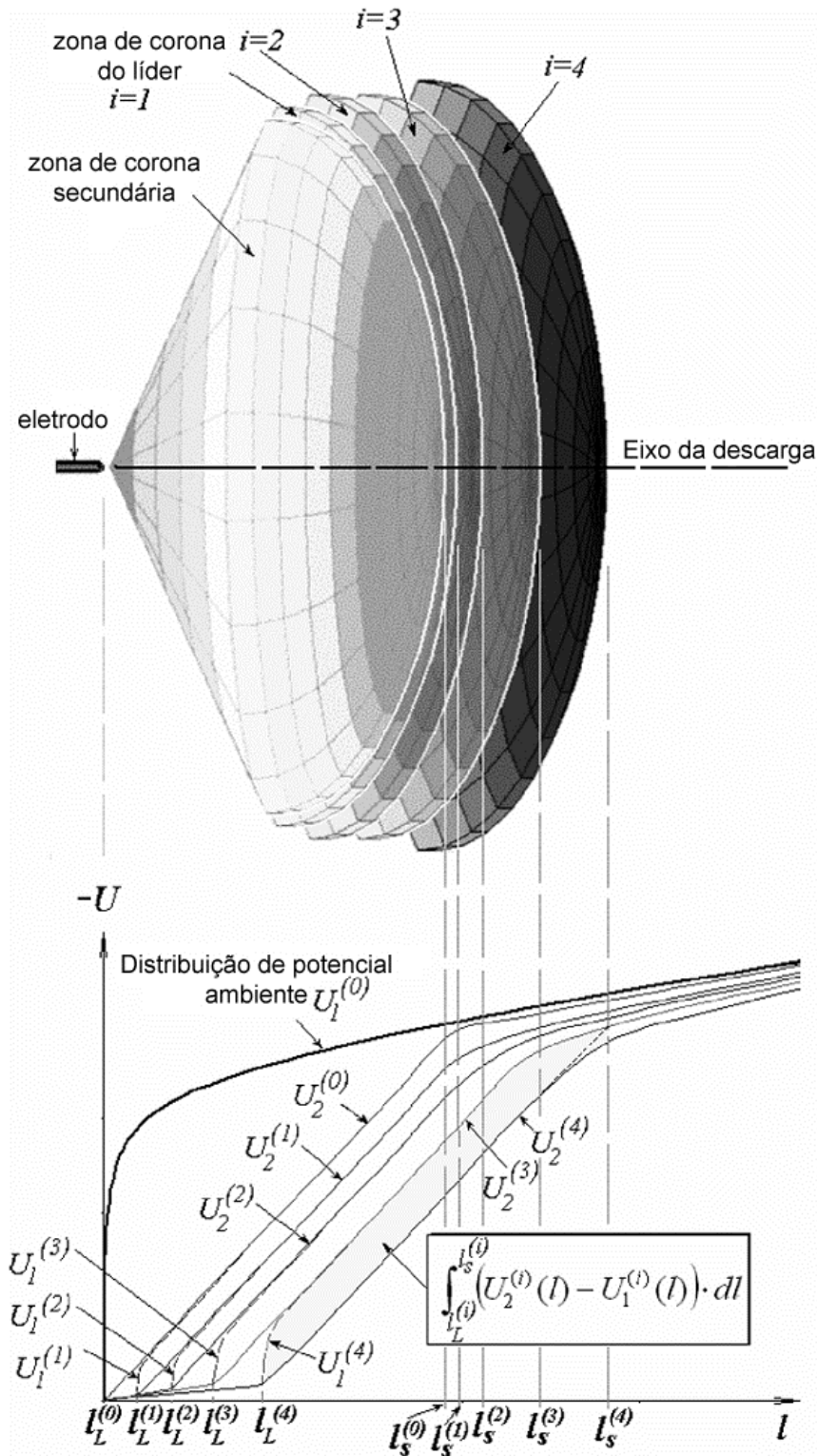


Figura 3.2: Esquema de simulação de progresso do líder. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).
 i - passo de iteração; $U_1^{(i)}$ - distribuição de potencial ambiente; $U_2^{(i)}$ - distribuição de potencial após a formação do corona; l - comprimento (eixo da descarga); $l_L^{(i)}$ - comprimento do líder, $l_s^{(i)}$ - distância entre a ponta corona e o eletrodo;

O cálculo começa ($i = 1$) assumindo o canal do líder como um cilindro de plasma ionizado com raio r_L constante e comprimento inicial $l_L^{(1)}$. Em seguida o potencial na ponta do líder (U_{tip}) é calculado usando a Equação (3.1) derivada do trabalho de Rizk (1989).

$$U_{tip}^{(i)} = l_L^{(i)} \cdot E_\infty + x_0 \cdot E_\infty \cdot \ln \left(\frac{E_{str}}{E_\infty} - \frac{E_{str} - E_\infty}{E} \cdot e^{-l_L^{(i)} / x_0} \right) \quad (3.1)$$

sendo,

$l_L^{(i)}$ é o comprimento do líder no passo corrente de simulação;

E_{str} é o gradiente do “streamer” positivo;

E_∞ é o gradiente final quase-estacionário do líder;

x_0 é uma constante dada pelo produto $v \cdot \theta$, sendo v a velocidade do líder positivo ascendente e θ a constante de tempo do líder.

Então a distribuição de potencial $U_1^{(i)}$ é calculada levando em conta a configuração do eletrodo, o canal do líder e as cargas no espaço corona obtidas durante os passos anteriores (Figura 3.1). Após isso, a carga corona total ΔQ em frente à ponta do líder é calculada (conforme apresentado no item 3.2) e a distância de avanço do líder é calculada segundo a relação:

$$\Delta l_L^{(i)} = \frac{\Delta Q^{(i)}}{q_L} \quad (3.2),$$

sendo q_L uma constante que representa a carga por unidade de comprimento necessária para ocorrer a transição térmica de “glow” difuso ao canal do líder (Gallimberti, 1972 e Bondiou e Gallimberti, 1994).

Neste estágio, o comprimento do líder é atualizado como:

$$l_L^{(i+1)} = l_L^{(i)} + \Delta l_L^{(i)} \quad (3.3)$$

e o avanço no processo é repetido ($i = i+1$). A simulação para se a distância de avanço do líder $\Delta l_L^{(i)}$ decresce após alguns passos de simulação ou se o comprimento do líder alcança o valor máximo L_{\max} .

3.2. Cálculo da Carga Corona por meio do Método de Simulação de Cargas

O cálculo da carga total em uma região com corona requerida para alterar o potencial elétrico no ambiente em um espaçamento a um dado valor não é tarefa fácil. Algumas limitações práticas aparecem na implementação em programas comerciais baseados em elementos finitos para o propósito. Porém o método de simulação de cargas, devido a sua simplicidade em trocar os espaços carregados por cargas fictícias discretas foi o método mais adequado para calcular a carga total em uma zona de corona.

Nas simulações são usadas cargas pontuais, linhas finitas carregadas e anéis uniformemente carregados. Além disso, as posições das cargas fictícias dentro dos eletrodos foram definidas utilizando o método otimizado de simulação por cargas (Yializis, Kuffel e Alexander (1978)). Deste modo os erros de cálculos da distribuição de potencial de “background” são reduzidas ao mínimo possível.

Uma carga pontual na ponta e linhas finitas com comprimento crescente foram usadas para simular o canal “stem”/líder. Para levar em conta os casos onde a distribuição de potencial não é simétrica, a zona de corona é modelada por meio do uso de segmentos de anéis carregados com densidade de carga uniforme (Chakravorti e Mukherjee, (1991)). Assim, um anel de carga é dividido em n segmentos iguais de acordo com o grau de assimetria da distribuição de potencial em relação ao eixo da descarga. Esses anéis de carga são centralizados no eixo da descarga. A Figura 3.3 mostra m caminhos radiais a partir da ponta do “stem”/líder. A distância entre cargas aumenta conforme o afastamento da ponta do stem/líder. O número m de caminhos radiais (e, conseqüentemente, o número total de segmentos em anel usados N_{rc}) é definido de acordo com o compromisso entre a precisão e o

tempo computacional. O ângulo que define a seção cônica da zona de corona foi assumido igual a 60° . Este valor é baseado em fotografias da zona de corona cônica durante a propagação do líder (Gallimberti *et al.*, 2002).

Para cada segmento em anel, um ponto de potencial é colocado em suas proximidades, à metade da expansão angular. Deste modo, os pontos de potencial são localizados, formando n planos imaginários ao longo do eixo da descarga, como mostrado na Figura 3.3a. A distância entre cada segmento em anel e seu ponto de potencial é escolhida de forma a garantir o domínio diagonal da matriz de coeficientes potenciais e evitar a singularidade existente na posição dos segmentos (Abdel-Salam e Abdel-Aziz, 1992). O potencial em cada ponto de potencial ($j = 1$ até N_{rc}) é definido como:

$$U_j^{(i)} = U_{tip}^{(i)} + E_{str} \cdot r_j^{(i)} - U_{sc}^{(i-1)} \quad (3.4)$$

sendo

U_{tip} o potencial na ponta do “stem”/líder;

E_{str} o gradiente de potencial “streamer”;

r_j a distância entre o ponto de potencial (x_j, y_j, z_j) e a ponta do “stem”/líder ($x_{tip}, y_{tip}, z_{tip}$) e

U_{sc} a tensão na posição do ponto de potencial produzida pelos anéis de carga obtida durante passos anteriores da simulação.

Portanto, a matriz de coeficientes de potencial é reconstruída (para as cargas no eletrodo, “stem”/líder e zona corona) e o sistema linear de equações é resolvido (Singer, Steinbigler e Weiss, 1974). Assim, a carga total na zona corona é calculada como:

$$\Delta Q^{(i)} = \sum_{j=1}^{N_{rc}^{(i)}} Q_{sc_j}^{(i)} \quad (3.5)$$

sendo,

Q_{sc_j} a carga calculada no j ésimo segmento em anel na zona corona durante o passo corrente de simulação i . Finalmente, a posição e a carga calculadas nos anéis de carga $Q_{sc_j^{(i)}}$ ($j = 1, 2, 3, \dots, Nrc^{(i)}$) são armazenadas na memória para os cálculos posteriores do potencial U_{sc} (Equação (3.4)) durante os próximos passos do avanço do líder.

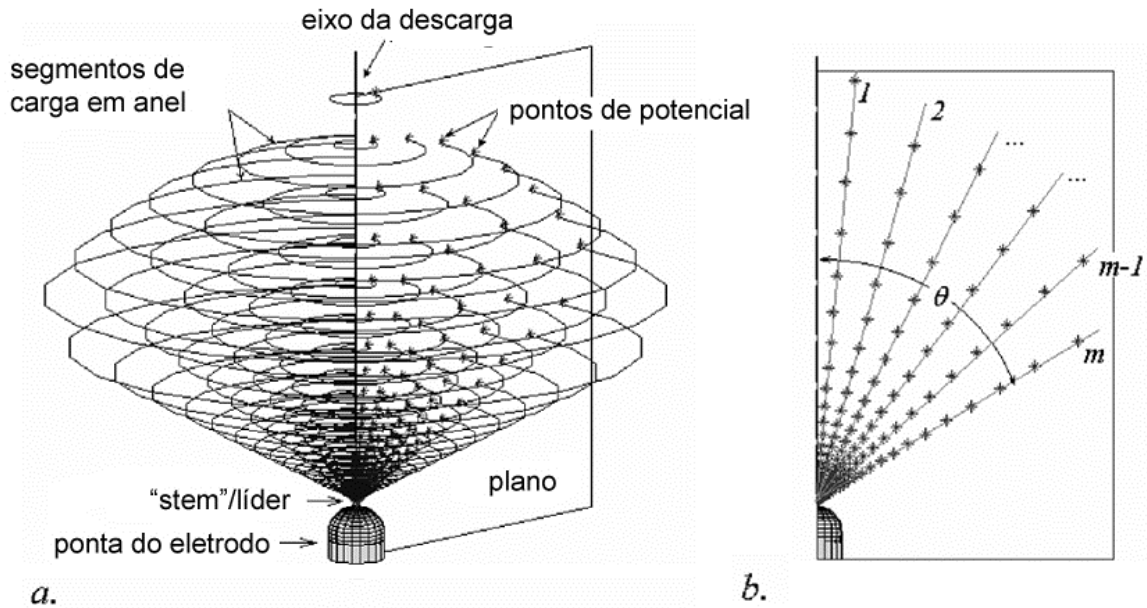


Figura 3.3: Modelagem da zona de corona em um eletrodo tipo ponta pelo método de simulação por cargas. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).

a) distribuição dos anéis de carga na zona corona e um plano ao redor do eixo da descarga

b) detalhe da localização dos pontos de potencial no plano

3.3. Implementação do Modelo

De forma a testar o modelo proposto, foi realizada simulação de uma conexão do líder ascendente iniciado de captores de diferentes alturas h . Foi usada uma aproximação de campo estático para simplificar os cálculos ao invés de usar um modelo de líder descendente totalmente dinâmico. Esta aproximação assume que o campo elétrico no ambiente não se altera consideravelmente durante o tempo requerido para o início do líder ascendente.

Adicionalmente, o conceito de estabilização de campo utilizado por Lalande 1996 apud Becerra e Cooray 2006a e Laroche e Lalande (2001) foi adotado para definir a condição para a qual um líder estável é iniciado. Desta forma, o captor é colocado sob influência de um

campo elétrico no ambiente E_{back} que é supostamente constante, conforme Lalande 1996 apud Becerra e Cooray 2006a. Assim, o método da bi secção (Press, Flannery, Teukolsky e Vetterling, 1986) é utilizado para definir o campo elétrico no ambiente E_{back} no momento em que o líder ascendente estável é iniciado para cada caso. O campo E_{back} que satisfaz esta condição é chamado de campo de estabilização de líder, E_{stab} .

Então, o modelo apresentado é usado para avaliar se um dado campo elétrico no ambiente E_{back} é alto o suficiente para a iniciação estável do líder. Assumindo que a iniciação do primeiro corona é satisfeita, o procedimento usado é simplificarmente mostrado abaixo:

- a) cálculo da distribuição de potencial elétrico no ambiente U_1 ;
- b) cálculo da carga $\Delta Q^{(0)}$ da segunda zona corona;
- c) se a carga $\Delta Q^{(0)}$ é menor que $1 \mu\text{C}$, a condição para se iniciar um líder estável não é satisfeita. Caso contrário, vá para (d);
- d) início da simulação de avanço do líder $i = 1$. É assumido um comprimento inicial do líder $l_L^{(i)}$;
- e) cálculo do potencial à ponta do líder $U_{tip}^{(i)}$ usando a Equação 3.1;
- f) cálculo da carga $\Delta Q^{(1)}$ da zona em frente ao canal líder;
- g) cálculo do progresso do líder $\Delta l_L^{(i)}$ (3.2) e do seu novo comprimento $l_L^{(i+1)}$ (3.3);
- h) Se o comprimento do líder $l_L^{(i+1)}$ alcança o valor máximo l_{max} , então a condição de início do líder é satisfeita. Se o avanço do líder $\Delta l_L^{(i)}$ decresce após alguns passos, então o líder irá parar e o seu início não ocorre. Caso contrário retorne ao passo (e).

A Figura 3.4 mostra o campo de estabilização E_{stab} para um captor com ponta hemisférica com diferentes alturas. O raio da haste foi escolhido como sendo igual a 10^{-2} metros e os valores dos parâmetros usados são mostrados na Tabela 3.1.

Para efeito de comparação, o campo de estabilização foi também calculado de acordo com o conceito de raio crítico ($R_{crit}=0,28m$) (BERNARDI, DELLERA, GARBAGNATI e SARTORIO, 1996) e 0,36 m (Dellera e Garbagnati, 1990a), usando a equação de Rizk (Rizk, 1994a), critério de Petrov e Waters (1995) e a equação de iniciação de Lalande 1996 apud Becerra e Cooray 2006a.

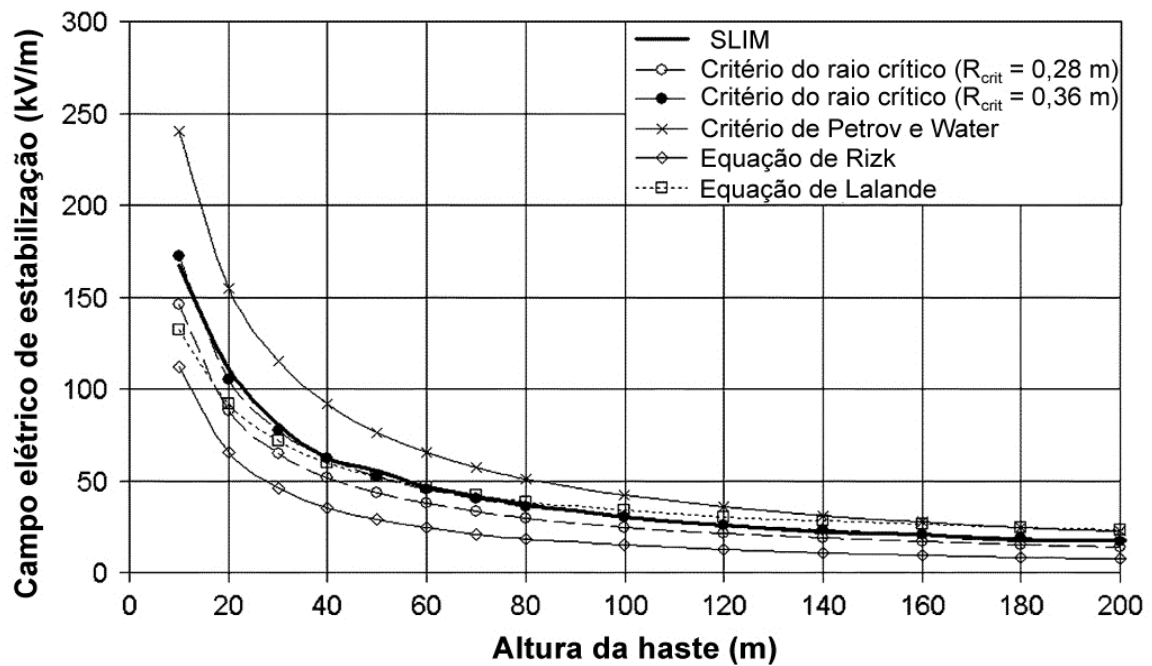


Figura 3.4: Campos de estabilização de líder para uma haste com ponta de 10 cm de raio calculados com diferentes critérios de iniciação de líder em função da altura da haste. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).

Tabela 3.1: Parâmetros usados para o cálculo do campo de estabilização do líder. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).

Símbolo	Descrição	Valor	Unidade	Referência
$l_L^{(0)}$	comprimento do “stem” da segunda zona de corona	$5 \cdot 10^{-3}$	m	
$l_L^{(1)}$	comprimento inicial do líder	$5 \cdot 10^{-2}$	m	
r_L	raio do líder	10^{-4}	m	Gallimberti, 1972.
E_i , Estr	gradiente do “streamer” positivo - Equação (3.1) e Figura 3.1	$4,5 \cdot 10^5$	V/m	Gallimberti, 1972.
E_∞	gradiente final quase-estacionário do líder - Equação (3.1).	$3 \cdot 10^4$	V/m	Gallimberti, 1972.
v	velocidade do líder ascendente positivo - Equação (3.1)	$1,5 \cdot 10^4$	m/s	Rizk, 1989.
θ	constante de tempo do líder - Equação (3.1)	$50 \cdot 10^{-6}$	s	Rizk, 1989.
q_L	carga por unidade de comprimento necessária para a transição térmica - Equação (3.2)	$65 \cdot 10^{-6}$	C/m	Lalande <i>et al.</i> 2002.
l_{\max}	máximo comprimento do líder a ser simulado	2	m	
n	número de planos (Figura 3.3a)	1-4*		
m	número de caminhos radiais (Figura 3.3b)	6		
θ	semi-ângulo da zona de corona (Figura 3.2)	60	graus	Gallimberti <i>et al.</i> 2002.

* Para a simetria axial $n = 1$ e para casos 3D $n = 2$ ou $n = 4$.

Nota-se uma excelente concordância entre os resultados calculados com o presente modelo e o conceito de raio crítico assumindo $R_{crit} = 0,36m$. Contudo, pode-se observar que os campos calculados com o critério do raio crítico dependem fortemente do raio assumido. Em comparação com os resultados obtidos com o modelo proposto, os campos de estabilização calculados com o raio crítico $R_{crit} = 0,28m$ foram aproximadamente 20 % menores, com o

critério de Petrov e Water foram aproximadamente 40 % maiores e com a equação de Rizk foram muito baixos (aproximadamente 50 %). Os campos de iniciação obtidos com a equação de Lalande foram mais conservativos (maiores) para hastes longas, mas não para hastes curtas.

Além disso, os campos de estabilização para cantos de prédios retangulares de 60 m x 80 m foram calculados em função da altura da edificação. Neste caso, cálculos tridimensionais (3D) foram feitos assumindo duas condições para o eixo da descarga. No primeiro caso, em que $n = 2$, o eixo da descarga foi assumido vertical e no segundo caso, $n = 4$, foi assumido que o eixo da descarga forma um ângulo de 14° com a vertical. Não foi encontrada nenhuma diferença relevante no campo de estabilização para esses dois casos. Os resultados obtidos foram também comparados com os obtidos pelos conceitos do raio crítico ($R_{crit} = 0,36m$) e do critério de Petrov e Waters, como mostrado na Figura 3.5.

Neste caso, a diferença entre os resultados obtidos com o modelo proposto e o conceito do raio crítico com $R_{crit} = 0,36m$ (Dellera e Garbagnati, 1990a) é elevada (maior que 50 %) e decresce levemente com a altura. A diferença em relação ao critério de Petrov e Water variaram de 13 % a 30 %. Enquanto o conceito de raio crítico é muito mais conservativo, o critério de Petrov e Water é menos conservativo que o presente modelo para o prédio analisado.

Dos resultados obtidos, é importante observar que a estabilização do campo depende da geometria do objeto analisado. Assim, o campo de estabilização para o prédio usado é maior (de 15 % a 60 %) que para captores. Isto claramente sugere que os critérios de iniciação de líder derivados de captores (conceito do raio crítico, critério de Petrov e Waters, equação de Lalande e Rizk) não devem ser usados para análise das condições de início do líder para estruturas de tipos diferentes.

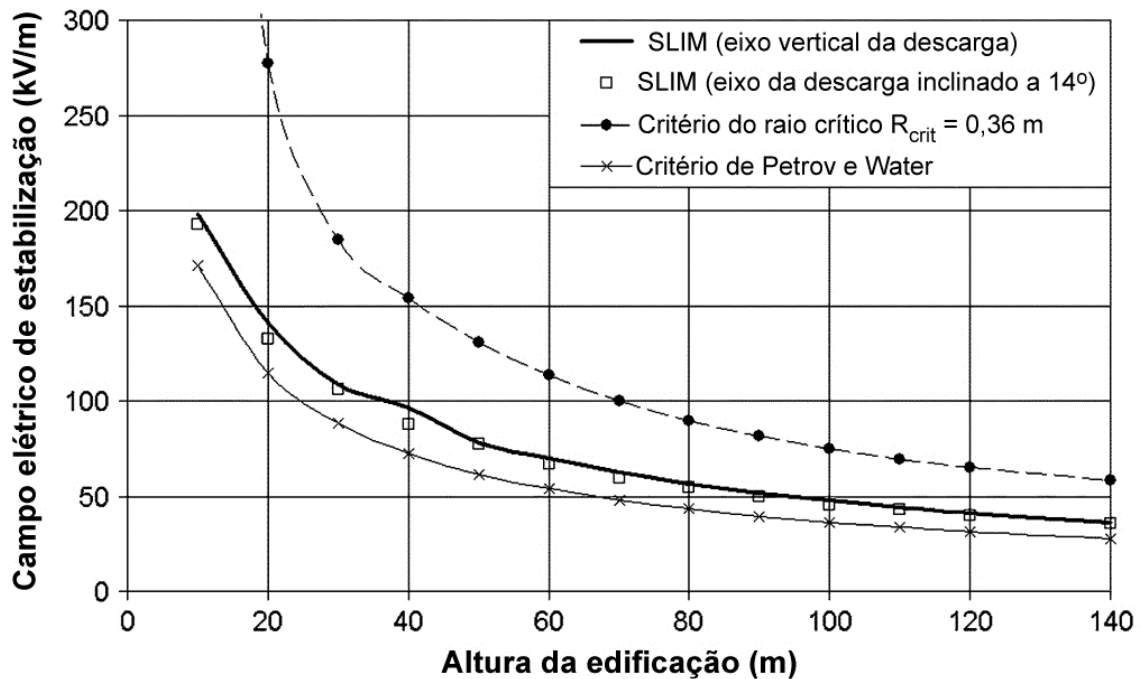


Figura 3.5: Campo elétrico de estabilização do líder calculados para um prédio de seção de 60 m x 80 m com diferentes critérios de iniciação em função da altura do prédio. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).

3.4. Validação do Campo de Estabilização Calculado

Conforme visto na revisão da literatura, há poucos experimentos de medição do campo elétrico no ambiente necessário para o início de um líder ascendente. Observações de campo em Mount Salvatore, na Suíça, mostraram o desenvolvimento de líderes ascendentes positivos em torres altas com campos elétricos no ambiente de 10 kV/m a 50 kV/m (Lalande *et al.* 2002). Willett *et al.* (1999) realizaram medições simultâneas de corrente e campos eletrostáticos no ambiente desenvolvidos durante a subida de foguete lançado às nuvens de tempestades carregando um fio aterrado (típico caso de descarga atmosférica iniciada por foguete). O campo elétrico no ambiente e a altura do foguete foram medidos no momento em que um líder ascendente foi iniciado na ponta do foguete.

De forma a comparar os valores obtidos por Willett *et al.* (1999) com os valores calculados por Becerra e Cooray (2006a), é necessário levar em consideração o efeito da blindagem das cargas espaciais deixadas por iniciação de líderes sem sucesso (precursores). Nestes experimentos a corrente medida mostrou a ocorrência de uma série de inícios de líderes/"streamers" abortados antes do início do líder ascendente estável. Esses precursores são associados aos desenvolvimentos dos líderes positivos que param após alguns metros de

propagação, deixando cargas espaciais positivas atrás do foguete Willett *et al.* (1999) e Lalande *et al.* (1998). Essas cargas espaciais produzem um efeito de blindagem que inibe o desenvolvimento da descarga (Lalande *et al.*, 2002).

Devido ao fato de que o efeito da distorção no início do líder estável pode ser considerado no modelo proposto, as cargas espaciais dos precursores foram modeladas como uma série de anéis de cargas com 0,5 m de raio ao redor do fio do foguete. Os anéis são colocados a partir da metade da altitude do foguete, com separação de 0,7 m (Willett *et al.*, 1999). Uma vez que a carga de cada precursor corresponde a várias dezenas de microcoulombs (Lalande *et al.*, 1998), o valor de 40 μC foi assumido em cada anel. A Figura 3.6 mostra um exemplo de distribuição de potencial em frente ao foguete quando a distorção produzida pela carga espacial (deixada para trás do foguete pelos precursores) é levada em consideração.

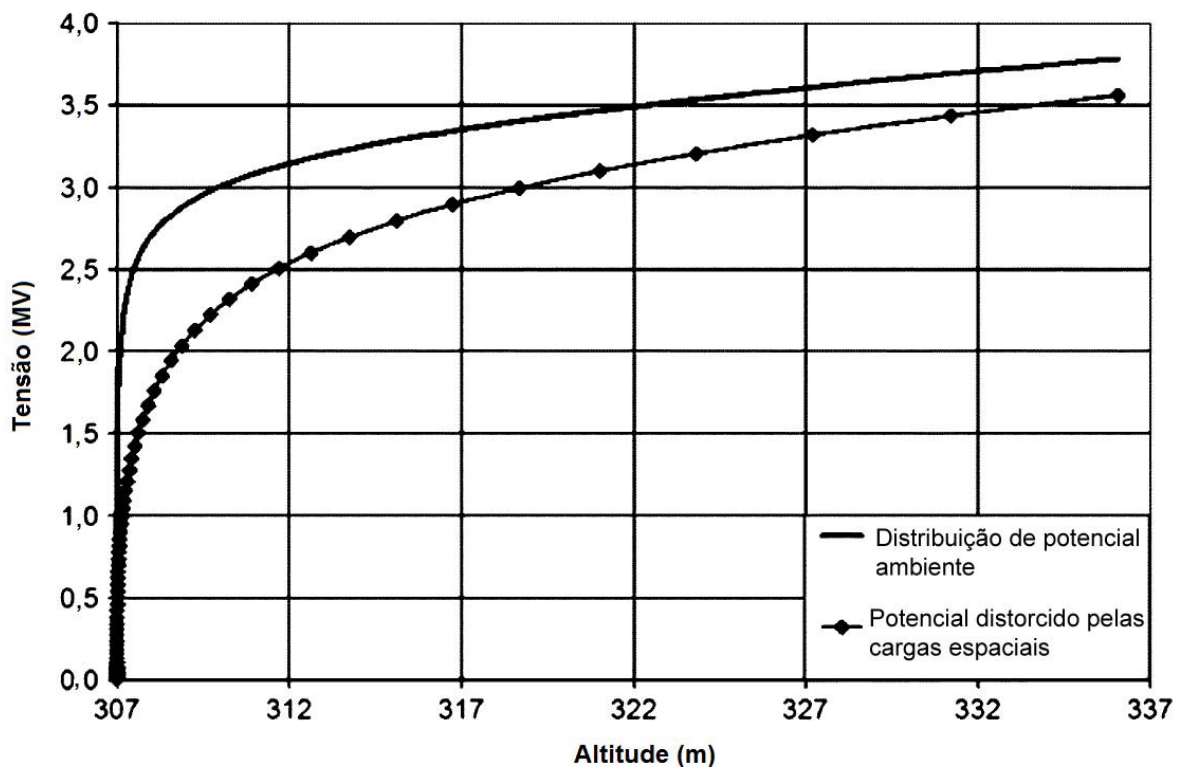


Figura 3.6: Distribuição de potencial em frente a um foguete com altitude de 307 m no instante da iniciação do líder estável. A distorção na distribuição de potencial pelas cargas espaciais dos precursores pode ser facilmente observada. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).

Assim, o campo de estabilização em experimentos de descargas disparadas por foguetes foi calculado com e sem os efeitos dos precursores. Os resultados obtidos foram comparados com o campo elétrico médio obtido experimentalmente por Willett *et al.* (1999) e com as equações

propostas por Lalande *et al.* (2002) e Lalande 1996 apud Becerra e Cooray 2006a. Como pode ser visto na Figura 3.7, os campos de estabilização obtidos estão em boa concordância com os valores experimentais quando o efeito das cargas espaciais é levado em consideração. Como esperado, os campos de estabilização obtidos desprezando as cargas espaciais são baixos (aproximadamente 15 %) quando comparados com aqueles calculados levando em consideração as cargas espaciais. Por outro lado, os campos de iniciação de líderes calculados com a primeira equação proposta por Lalande 1996 apud Becerra e Cooray 2006a difere do valor experimental em mais de 40 %. Contudo, a equação corrigida em Lalande *et al.* (2002) aproxima bem com os resultados experimentais, mesmo sem considerar as cargas espaciais dos precursores.

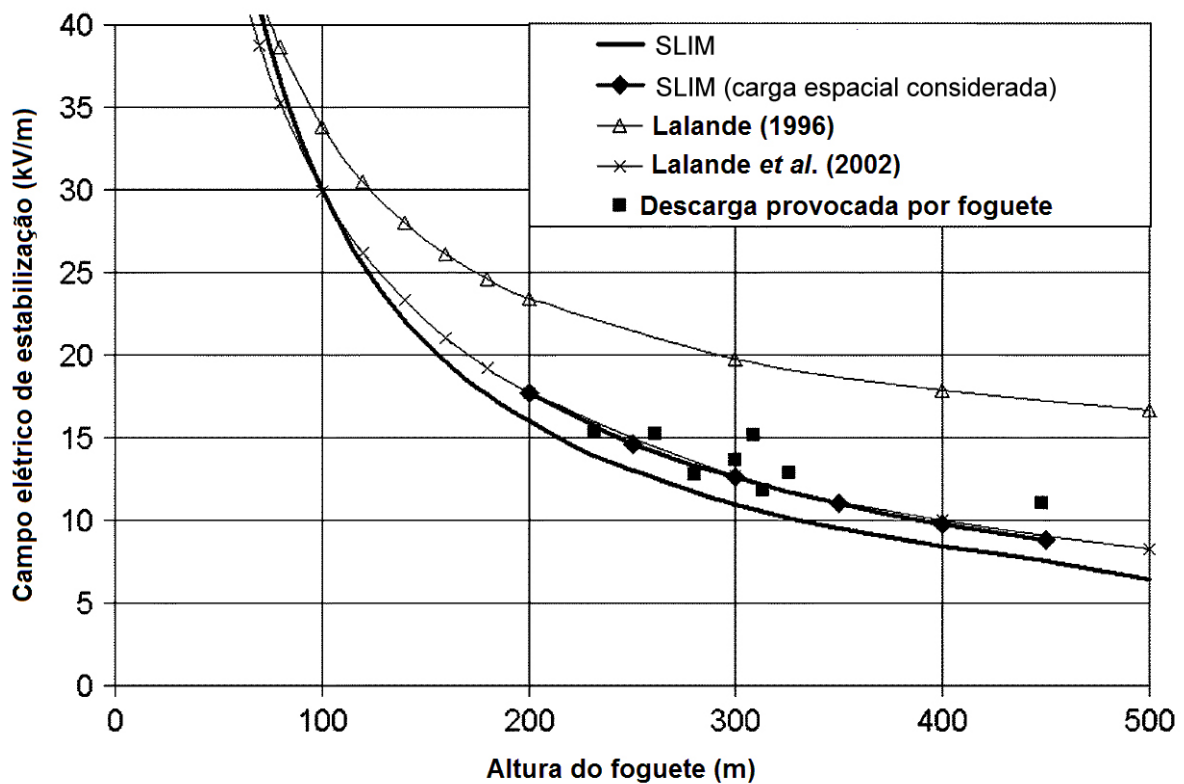


Figura 3.7: Campo de estabilização do líder para descargas provocadas por foguete calculado como função da altura do foguete. Os valores experimentais são também mostrados. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a).

3.5. Cálculo da Distância de Atração

A distância da ponta do líder descendente ao objeto a ser atingido no instante em que o líder estável é iniciado é definida como a distância de atração. Uma vez que o líder estável é iniciado, o sucesso do encontro dos líderes ascendente e descendente depende da geometria e da velocidade dos líderes.

Um dos aspectos mais críticos no cálculo da distância de atração é a distribuição de carga ao longo do canal em função do valor de pico da corrente do “return stroke”. Neste trabalho foi usada a distribuição de carga no canal líder proposta por Cooray, Rakov e Theethayi (2004). Esta distribuição de carga, baseada em considerações eletrostáticas de medições de formas de onda de corrente de retorno (“return stroke”), é dada por:

$$\rho(z) = 1,476 \cdot 10^{-5} \left(1 - \frac{\xi}{H - z_0} \right) \cdot G(z_0) \cdot I_p + \frac{a + b \cdot \xi}{1 + c \cdot \xi + d \cdot \xi^2} \cdot H(z_0) \cdot I_p \quad (C/m) \quad (3.6)$$

com:

$$G(z_0) = 1 - \left(\frac{z_0}{H} \right) \quad (3.7) \text{ e}$$

$$H(z_0) = 0,3 \cdot e^{-\frac{z_0-10}{75}} + 0,7 \cdot G(z_0) \quad (3.8),$$

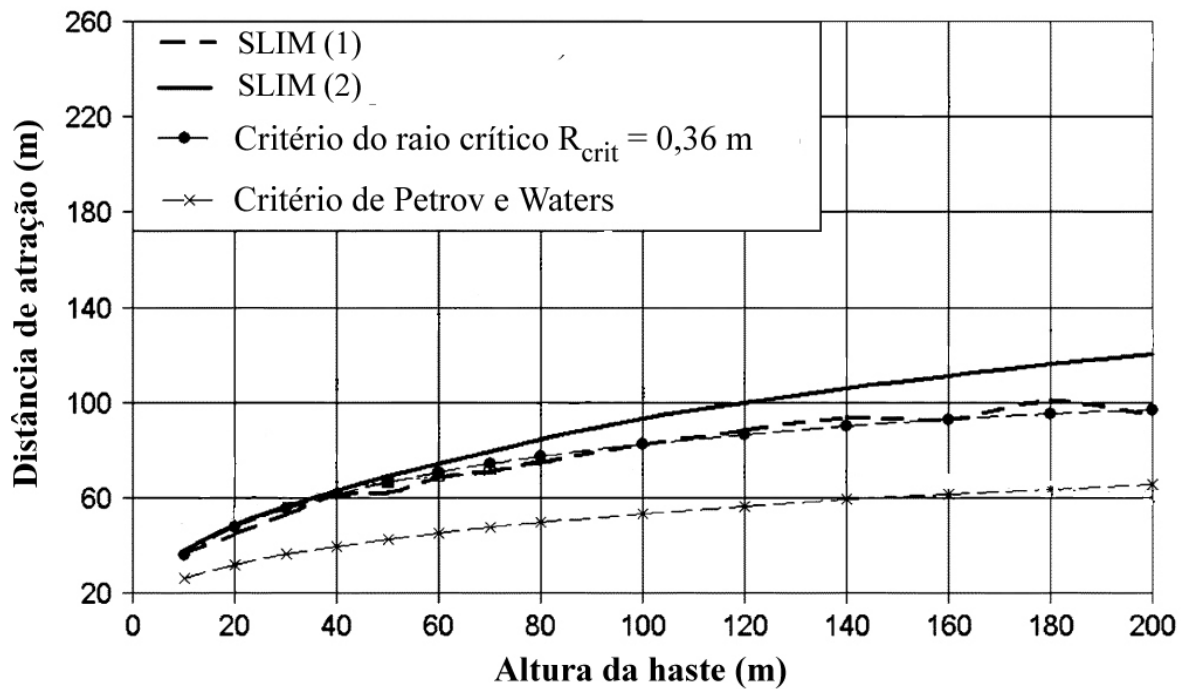
sendo z_0 a altura da ponta do líder acima do solo em metros, H é o comprimento do canal (assumido igual a 4000 m), $\rho(z)$ é a densidade de carga (C/m), ξ é o comprimento ao longo do líder escalonado (sendo $\xi = 0$ à ponta do líder), I_p o valor de pico da corrente (“return stroke”), $a = 4,857 \cdot 10^{-5}$, $b = 3,9097 \cdot 10^{-6}$, $c = 0,522$, $d = 3,73 \cdot 10^{-3}$ e.

Assim, o canal foi dividido em segmentos com comprimento crescente a partir da ponta do líder até a base da nuvem. A distribuição de cargas de cada segmento foi assumida constante e

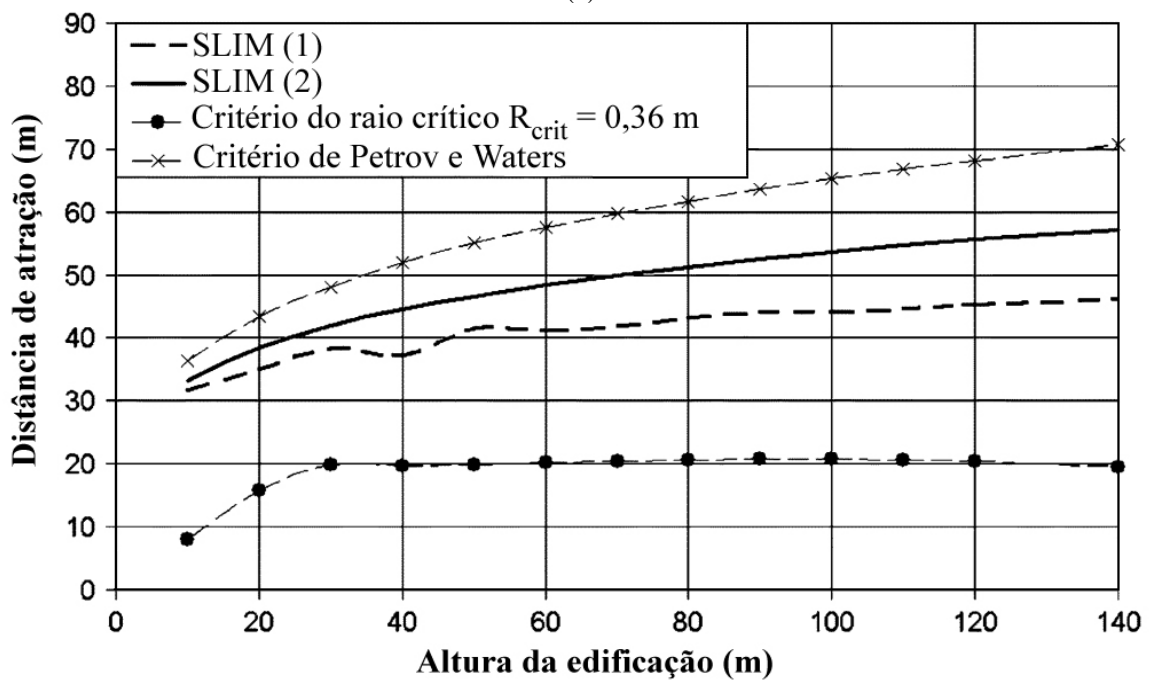
igual à carga na parte mais baixa do segmento, calculada pela Equação (3.6). Desta forma a contribuição de cada segmento no campo elétrico no ambiente foi calculada.

Foram usados dois procedimentos para calcular a distância de atração, sendo o primeiro, denominado Caso *a*, em que o líder descendente produz um campo elétrico no ambiente quase-uniforme. Assim, a distância de atração foi calculada na posição onde o líder descendente produz um campo elétrico no ambiente médio (E_{back}) sobre a altura da estrutura igual ao campo elétrico de estabilização (E_{stab}). O segundo método, Caso *b*, usa para fins de redução de tempo de processamento computacional um procedimento simplificado aplicado diretamente à distribuição de potencial no ambiente entre a haste/construção e o líder descendente.

As distâncias de atração obtida para um captor e para um prédio retangular de 60 m x 80 m são mostradas na Figura 3.8. Foi considerada uma corrente prospectiva de descarga atmosférica de 15 kA de pico. Primeiramente notam-se diferenças nas distâncias de atração calculadas com os dois procedimentos no modelo. Em ambos os objetos, haste e edificação, a consideração de um campo quase-uniforme devido ao líder descendente produz um erro que aumenta com a altura. Comparando a distância de atração de haste ou edificação observam-se grandes diferenças dependendo da altura do objeto. Isto ocorre devido às diferentes condições de iniciação de líder para haste e para o canto de uma edificação.



(a)



(b)

Figura 3.8: Distância de atração assumindo valor de crista da corrente da descarga atmosférica igual a 15 kA. Os dois procedimentos usados para os cálculos da distância de atração são indicados entre parênteses. Adaptada de Becerra e Cooray (2006a). 1) Procedimento completo 2) Procedimento simplificado
a) haste b) edificação

3.6. Aperfeiçoamento do Modelo SLIM

Após a publicação inicial do modelo SLIM foram realizados aperfeiçoamentos no modelo. No trabalho apresentado por Becerra e Cooray (2006c) foi introduzida uma condição dinâmica para a iniciação do líder ascendente que leva em consideração a influência da movimentação do líder descendente. Foi então levado em conta a variação temporal do campo elétrico produzido pela aproximação do líder descendente. Além disso foram considerados os efeitos de blindagem produzidos pelas cargas espaciais criadas pelos “streamers” e líderes abortados produzidos antes da iniciação do líder auto propagante. O modelo foi validado por meio de comparações de dados calculados com o tempo de iniciação de líderes em laboratório devido a tensões de chaveamento e com experimentos de descargas iniciadas por foguetes - Lalande *et al.* (1998). Baseado nos resultados do modelo, os efeitos do diâmetro da ponta do captor na sua eficiência foram analisados e discutidos nos trabalhos desenvolvidos por Moore, Aulich e Rison (2000) e Moore, Rison, Mathis e Aulich (2000).

Um modelo auto-consistente para a avaliação da propagação do líder ascendente foi introduzido por Becerra e Cooray (2006d), complementando o trabalho anteriormente apresentado pelos autores Becerra e Cooray (2006c). Assim, tanto a iniciação como a propagação dos líderes ascendentes são simuladas considerando as condições dinâmicas impostas pelo líder descendente. As principais propriedades físicas dos líderes ascendentes – densidade de carga, corrente injetada, gradiente do campo elétrico na ponta do líder e a velocidade do líder – são auto consistentemente calculadas desde a iniciação até o “attachment” com o líder descendente. Adicionalmente, as estimativas do modelo são comparadas com resultados de experimentos com descargas provocadas por foguetes (Lalande *et al.*, 1998). A validação do uso de carga constante por unidade de comprimento obtida de experimentos em laboratório para descrever a canal do líder ascendente foi discutida.

O trabalho apresentado por Becerra e Cooray (2008) apresentou a análise dos fatores que influenciam a velocidade de propagação do líder ascendente. O desenvolvimento da iniciação do líder ascendente de torres altas é auto consistentemente simulada com o modelo apresentado nos trabalhos de Becerra e Cooray (2006c e 2006d) sobre efeito de diferentes

condições. Portanto, o efeito da corrente prospectiva do “return stroke”, velocidade média do líder descendente escalonado, localização, como também o campo elétrico no ambiente na variação temporal da velocidade do líder ascendente foi estudada.

Outra modificação do modelo foi feita por Arevalo e Cooray (2009), de forma a permitir a análise do efeito da presença de mais um líder ascendente durante o processo de formação da descarga atmosférica. Os líderes ascendentes podem ser simulados com iniciação simultânea ou com atraso. Com as simulações realizadas no trabalho, verificou-se que a presença de dois líderes ascendentes afeta o processo de conexão dos líderes ascendentes e descendente, aumentando o tempo em que ocorre o seu encontro.

Nesta Tese é utilizado o modelo SLIM mais atualizado, ou seja, com todas as melhorias realizadas após a publicação do modelo original por Becerra e Cooray (2006a).

4 DESCARGAS ATMOSFÉRICAS EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

As sobretensões em linhas aéreas podem ser causadas por diversos fatores, como por exemplo, manobras na linha, efeito Ferranti, ferroressonância, curto-circuito e descargas atmosféricas, tanto incidindo diretamente nos condutores (descargas diretas) quanto em suas proximidades (descargas indiretas). Ao contrário das linhas de distribuição, as linhas de transmissão com classe de tensão superior a 69 kV são pouco afetadas pelas tensões induzidas por descargas indiretas. Isso ocorre pelo fato das suportabilidades das isolações dessas linhas serem superiores aos valores das sobretensões induzidas pelas descargas atmosféricas. No caso de descargas atmosféricas diretas nos condutores fase, as sobretensões atingem valores elevados, que podem ocasionar disrupções nas cadeias de isoladores e, conseqüentemente, desligamentos da linha. Embora as linhas de transmissão possuam um ou mais cabos guarda (cabos para-raios) para proteção, podem ocorrer descargas diretas nos condutores fase no caso de haver falha de blindagem. A ocorrência de descarga no cabo guarda ou na torre não garante a continuidade do fornecimento de energia. Dependendo das condições envolvidas, pode ocorrer o “back flashover”, que é a descarga disruptiva de algum ponto aterrado para os condutores energizados, causando o desligamento da linha.

De maneira a obter um melhor entendimento dos efeitos das descargas atmosféricas nas linhas de transmissão é apresentada no item 4.1 uma breve descrição das descargas atmosféricas e de seus parâmetros. Os conceitos apresentados são utilizados posteriormente nos itens 4.2 e 4.3 onde são discutidas as sobretensões causadas por descargas indiretas e diretas, respectivamente. Os fenômenos falha de blindagem e “back flashover” são apresentados respectivamente nos itens 4.3.1 e 4.3.2.

4.1. Fenômeno e Principais Parâmetros das Descargas Atmosféricas

As descargas atmosféricas são fenômenos naturais geralmente produzidos por nuvens de tempestades do tipo cumulonimbus, que possuem base entre 300 m e 1500 m do nível do solo e topo podendo alcançar até 20 km. As descargas podem ser classificadas em: entre nuvens, intranuvem, nuvem-ar e nuvem-solo. As descargas nuvem-solo são mais estudadas que as

demais por causa dos seus efeitos práticos, isto é, mortes, distúrbios nos sistemas elétricos e de comunicação, incêndios etc..

As pesquisas realizadas com o objetivo de se obter um modelo para a estrutura das cargas elétricas no interior das nuvens de tempestades são datadas da década de 30; foram realizadas inicialmente com balões instrumentados e posteriormente com foguetes. Embora existam modelos mais completos, basicamente as nuvens carregadas podem ser vistas como um dipolo vertical, com o centro das cargas negativas na porção inferior da nuvem e o centro das cargas positivas na parte superior. Adicionalmente a essa distribuição de cargas é possível a presença de uma região com poucas cargas positivas na base da nuvem, conforme ilustrado na Figura 4.1 (RAKOV; UMAN, 2003).

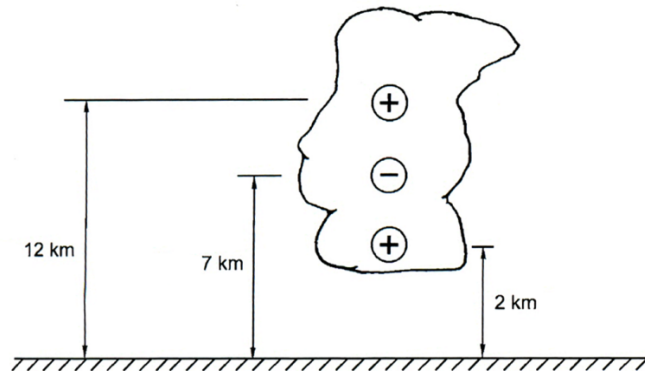


Figura 4.1: Tripolo vertical idealizado representando a distribuição de carga em nuvem de tempestade. Adaptada de Rakov e Uman (2003).

As descargas atmosféricas nuvem-solo podem ser classificadas em quatro categorias, como ilustrado na Figura 4.2. Essa classificação é feita dependendo da polaridade da carga transferida da nuvem para o solo e da direção de propagação do líder inicial.

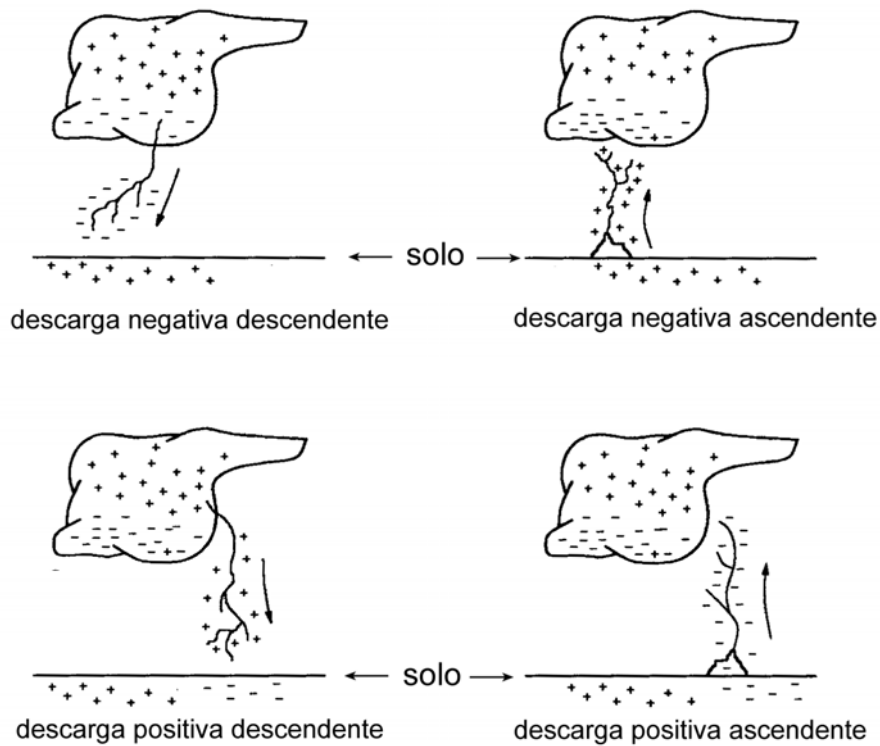


Figura 4.2: Categorias das descargas nuvem solo de acordo com a direção de propagação do líder inicial e a polaridade da carga transferida ao solo. Adaptada de Mata (2000).

As descargas negativas descendentes são as mais comuns entre as descargas nuvem-solo e ocorrem em cerca de 90 % dos casos. As descargas positivas descendentes representam menos de 10 % das descargas ao solo. As descargas ascendentes são iniciadas por líderes que se movem para cima a partir do solo e às vezes são chamadas de descargas solo-nuvem. Essas descargas são mais raras e geralmente ocorrem a partir de topos de montanhas e objetos altos (UMAN, 1987).

Uma descarga atmosférica é constituída de várias etapas, sendo que nos seus instantes iniciais o processo de formação não é visível. Tomando como referência uma descarga descendente negativa, o seu processo de formação é ilustrado na Figura 4.3.

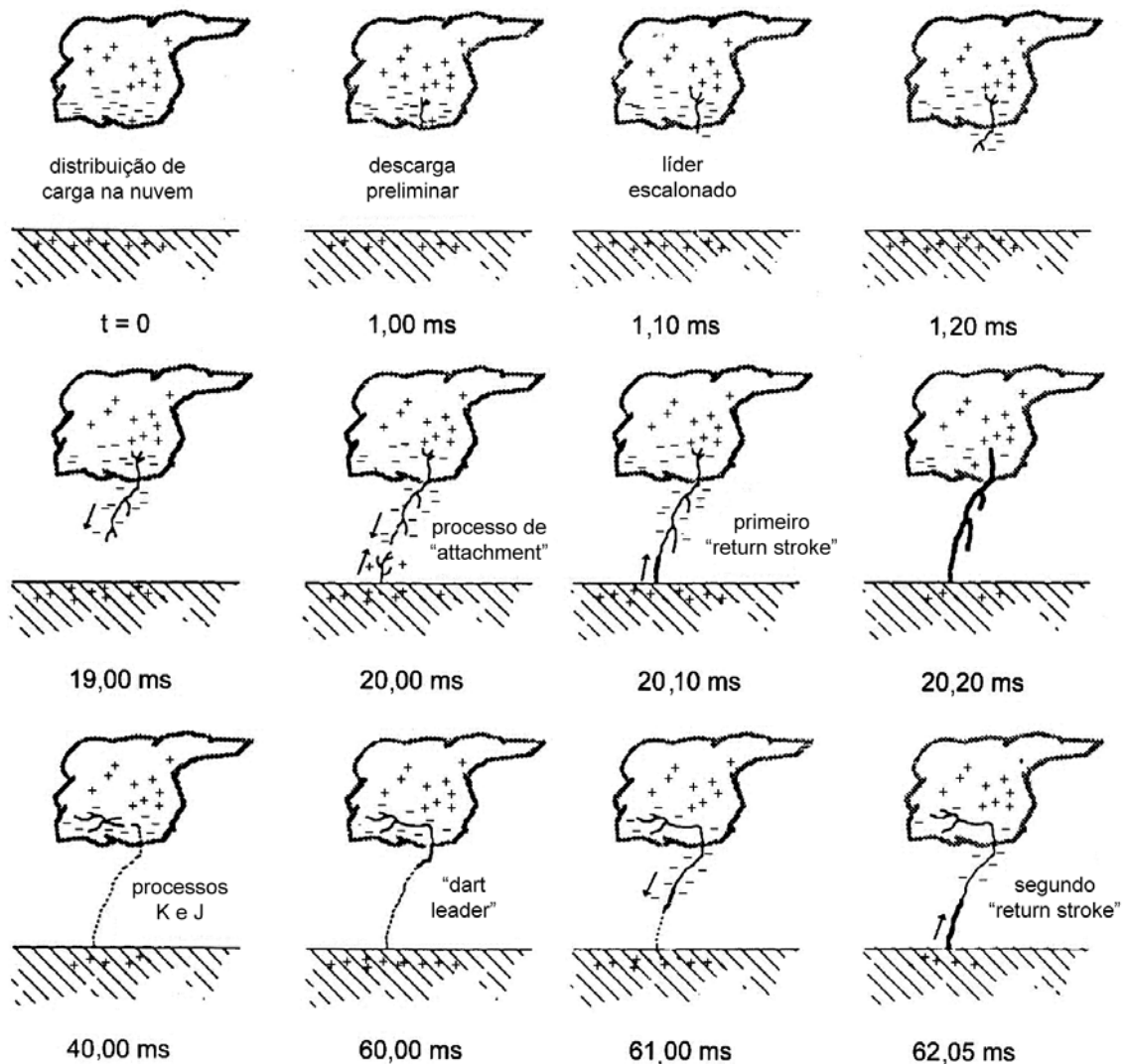


Figura 4.3: Desenho ilustrativo dos vários processos de uma descarga descendente negativa. Adaptada de Rakov e Uman (2003).

A fonte de uma descarga atmosférica é uma nuvem carregada eletricamente, com distribuição de cargas como esquematizado na Figura 4.3 ($t = 0$ ms). Inicialmente ocorre dentro da nuvem uma descarga preliminar entre a região de cargas negativas e positivas inferiores ($t = 1,00$ ms). Essa descarga preliminar pode durar de poucos milissegundos até algumas dezenas de milissegundos e promove condições para a formação do líder escalonado ($t = 1,10$ ms). O líder escalonado ("stepped leader") se desloca passo a passo em direção ao solo com trajetória tortuosa, aleatória e com várias ramificações. Conforme Rakov e Uman (2003), cada passo do líder escalonado tem duração típica de $1 \mu\text{s}$ e comprimento de dezenas de metros, sendo que após cada passo há um intervalo de $20 \mu\text{s}$ a $50 \mu\text{s}$ para reiniciar o próximo trajeto. A velocidade média de deslocamento do líder escalonado é da ordem de $2 \cdot 10^5$ m/s. O líder escalonado forma um caminho condutivo entre a nuvem carregada e o solo.

Vários coulombs de cargas negativas são distribuídas ao longo desse caminho ($t = 19$ ms); o líder escalonado pode ser visualizado como um processo de remoção de cargas negativas da nuvem, que são colocadas ao longo do caminho formado.

Quando o líder escalonado vai se aproximando do solo, sua intensa carga negativa induz no solo uma grande quantidade de cargas positivas. À medida que o campo elétrico vai crescendo e ultrapassa o gradiente crítico do ar, em torno de 3 MV/m, ele provoca o surgimento de um ou mais líderes ascendentes. O instante em que o líder ascendente parte do solo ao encontro do líder descendente marca o início do processo de “attachment” ($t = 20,00$ ms). O encontro entre os líderes descendente e ascendente, que ocorre a algumas de dezenas de metros acima do solo, faz com que flua pelo canal de descarga uma intensa corrente, denominada de corrente de retorno ou “return stroke” ($t = 20,10$ ms). Essa etapa é a de maior interesse para o estudo de proteção dos sistemas elétricos, em razão da elevada amplitude e da alta velocidade de propagação da corrente. A alta corrente de retorno rapidamente aquece o canal com temperaturas próximas a 30000 K e pressão acima 10 atmosferas, resultando em intensa atividade luminosa (relâmpago) e na expansão do canal, em que a propagação da onda de choque do ar provoca o ruído característico (trovão). A velocidade média da corrente de retorno está na faixa de um terço à metade da velocidade da luz (RAKOV, 2007)

De uma maneira geral, ao nível do solo (base do canal) a corrente de retorno atinge valores com variações de uns poucos kA até centenas de kA. O valor médio de 31,1 kA foi obtido nas medições realizadas no Monte San Salvatore, na Suíça (BERGER; ANDERSON; KRÖNINGER, 1975). No Brasil, através de pesquisas realizadas pela Companhia Energética de Minas Gerais (CEMIG), foi obtido o valor médio de 48 kA nas medições feitas na Estação do Morro do Cachimbo (SCHROEDER, 2001) ou, mais recentemente, de 45 kA (VISACRO *et al.*, 2004).

Quando a primeira descarga de retorno termina, a descarga atmosférica pode terminar e nesse caso ela é chamada de descarga simples. Cerca de 20 % das descargas nuvem-solo negativas são simples, nos demais casos ocorrem em média três ou quatro descargas subsequentes (“subsequent strokes”).

De acordo com Uman (1986), descargas subsequentes à primeira são iniciadas somente se mais cargas são depositadas no topo do canal ionizado. Esse aporte de cargas pode ser

resultante de descargas elétricas no interior da nuvem (denominadas de “K-streamers” e “J-streamers”). Quando essas novas cargas fluem para o canal onde se iniciou o líder escalonado, ocorre então uma nova descarga, que flui continuamente rumo ao solo, denominada de líder contínuo (“dart leader”). O trajeto do líder contínuo não apresenta ramificações como no caso do líder escalonado, mas em cerca de 30 % dos casos ele pode desviar o percurso, seguindo um novo caminho. Nesse caso, ele passa a ter o comportamento semelhante ao de um líder escalonado, sendo nesse caso denominado de líder contínuo escalonado. Sua velocidade típica em direção ao solo é de 10^7 m/s (50 vezes maior que a velocidade do líder escalonado) e deposita ao longo do canal uma carga da ordem de 1 C, sendo a corrente de pico equivalente a cerca de 1 kA. Quando o líder contínuo se aproxima do solo, os fenômenos que acontecem são semelhantes àqueles relacionados à primeira descarga. Contudo, o ponto de encontro entre o líder ascendente e o líder contínuo (“dart leader”) provavelmente ocorre a poucos metros do solo, dando início à segunda descarga de retorno (RAKOV; UMAN, 2003). Esse processo pode se repetir sucessivamente em intervalos típicos de 40 ms a 50 ms (UMAN, 1986). A título de ilustração, na Figura 4.4 é mostrado um diagrama de uma descarga atmosférica com três descargas de retorno. Adicionalmente às correntes de retorno subsequentes, cerca de 30 % a 50 % de todas as descargas descendentes negativas são seguidas por uma corrente de dezenas a centenas de ampères durante um período que pode ir de alguns milissegundos a valores superiores a dezenas de milissegundos, denominada de corrente de continuidade (RAKOV e UMAN, 2003.)

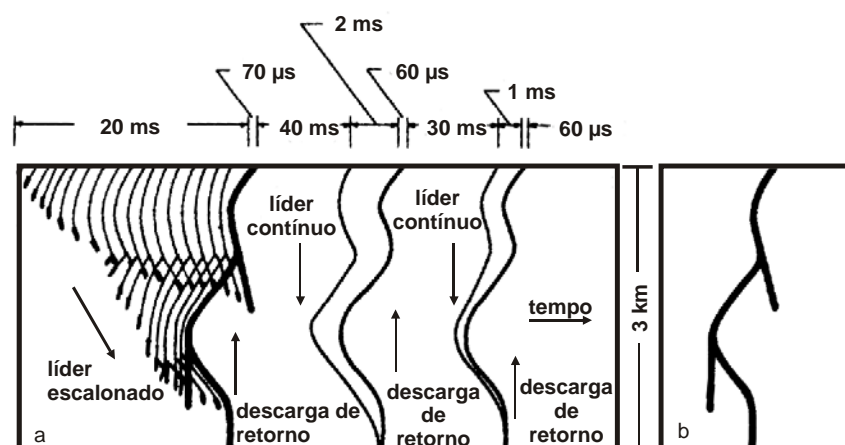


Figura 4.4 : Diagrama de evolução de uma descarga atmosférica nuvem-solo. Adaptada de Uman (2001).
a) evolução do líder escalonado e primeira descarga de retorno seguida de mais duas subsequentes, registrada por uma câmera em movimento.
b) registro da primeira descarga de retorno por uma câmera estacionária.

A avaliação quantitativa da incidência das descargas atmosféricas ao solo é de fundamental importância para os estudos de proteção contra descargas atmosféricas. Essa avaliação é feita por meio da obtenção da densidade de raios em uma determinada área por um dado período de tempo (N_g), que é geralmente expressa em número de descargas atmosféricas ao solo/(km²/ano).

Os contadores de descargas são dispositivos utilizados para se obter o número de descargas que incidem em uma dada região. Eles são, simplificadaamente, dispositivos que registram se o campo elétrico (ou magnético) gerado por uma descarga atmosférica excedeu um valor de referência. A saída de um contador de descargas é o número de descargas em uma determinada área circular, sendo o centro o local de instalação do contador. Embora os contadores de descargas sejam calibrados para registrar apenas a ocorrência de campos em uma determinada frequência (na faixa de centenas de Hz a dezenas que kHz), um fator é aplicado de modo a se obter apenas as descargas nuvem-solo. Com o número de descargas ao solo e com a área efetiva de operação do contador é obtido o valor de N_g para aquela área específica. O alcance efetivo de um contador de descargas é definido como a distância, em relação ao contador, para a qual o número de descargas incidentes na área de atuação que não são contadas são exatamente compensadas pelas descargas que incidem fora da área de atuação do contador e são registradas. Os dois contadores de descargas mais usados são endossados pelo CIGRÉ (“International Council on Large Electric Systems”) e são chamados de contadores CIGRÉ 500 Hz e contadores CIGRÉ 10 kHz, sendo a designação da frequência referente à frequência central do filtro passa faixa que precede o circuito de disparo.

Como as descargas atmosféricas estão associadas às tempestades, em muitas regiões do mundo a indicação de ocorrência dos raios é feita a partir do levantamento do nível cerâmico - T_D . Este parâmetro indica o número de dias com trovoadas por ano em um determinado local ou região. Através da união de pontos com mesma atividade cerâmica são obtidos os mapas de curvas isocerâmicas. Entretanto, como a referência é o número de dias com trovoadas, não há diferença entre uma pequena tempestade com poucos raios e outra com grande número de descargas atmosféricas. Portanto, esse parâmetro envolve significativa imprecisão, servindo apenas para fornecer uma idéia geral sobre a incidência de descargas atmosféricas em determinada região. Como este parâmetro é de mais fácil obtenção que a N_g (por meio de contadores de descargas), muitas pesquisas foram realizadas mundialmente visando a estabelecer uma relação confiável entre o nível cerâmico (T_D) e a densidade de

descargas de descargas atmosféricas ao solo (N_g). Prentice (1997), apud Rakov e Uman (2003), revisou 17 relações propostas entre esses dois parâmetros, sendo a maioria delas na forma:

$$N_g = a.(T_D)^b \quad (4.1),$$

sendo a e b constantes empíricas.

Segundo Rakov e Uman (2003), a relação mais confiável é a proposta por Anderson *et al.* (1984):

$$N_g = 0,04.(T_D)^{1,25} \quad (4.2).$$

Essa expressão é baseada nas medições de N_g com contadores CIGRÉ 10 kHz em 62 localidades na África do Sul e os correspondentes valores registrados de T_D . Porém, é mais confiável a utilização de expressões obtidas com base de levantamento de dados na própria região de interesse. Por meio de pesquisas realizadas pela CEMIG, que contou com a instalação de 43 contadores de descargas CIGRÉ 10 kHz no estado de Minas Gerais, Schroeder (2001) apresentou a seguinte correlação entre N_g e T_D :

$$N_g = 0,028.(T_D)^{1,20} \quad (4.3).$$

Atualmente, com o avanço das pesquisas e da tecnologia, o método mais eficaz para a obtenção do N_g diz respeito à utilização de redes de localização de descargas. Existem várias técnicas para detecção e localização de descargas, como mostrado por Berger (2005) e Diendorfer (2007). Basicamente os sensores captam os campos eletromagnéticos gerados pelas descargas e enviam os dados a uma central para processamento. Através de algoritmos faz-se então a estimativa do local mais provável de impacto da descarga e determina-se a incerteza de localização.

No Brasil, a obtenção do valor de N_g a nível nacional é feita por pesquisadores do Instituto de Pesquisas Espaciais - INPE, com a utilização de dados de dois sistemas, o LIS (“Lightning

Imaging Sensor”) e a Rede Brasileira de Detecção de Descargas (BrasilDat). O LIS é outra tecnologia de detecção de descargas atmosféricas que consiste em sensor ótico instalado no satélite “Tropical Rainfall Measurement Mission”, que possui órbita a 350 km de altitude e inclinação de 35 graus. O sensor detecta as descargas atmosféricas, porém não as discrimina entre nuvem-terra e intranuvem ou entre nuvens. A determinação do número de descargas ao solo é obtida aplicando-se um determinado fator sobre o número total de descargas detectadas. Em 2008 a rede BrasilDat consistia em 47 sensores de baixa frequência (LPATS - “Lightning Positioning and Tracking Sensor” e IMPACT - “improved accuracy from Combined technology”) distribuídos em 12 estados (RS, SC, PR, SP, MS, RJ, ES, MG, GO, TO, MA e PA), como mostrado na Figura 4.5.

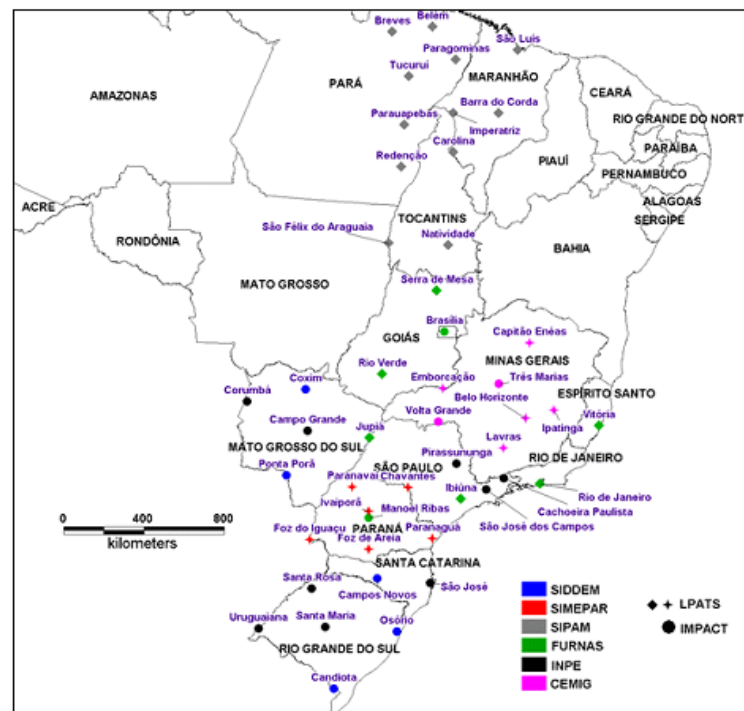


Figura 4.5: Localização dos sensores da BrasilDat em 2008. Pinto Jr., Naccarato e Campinho (2008).

Observa-se que os sensores da BrasilDat não cobrem todo o território nacional, devendo portanto ser utilizada outra fonte de dados para se obter o mapa nacional de N_g . No trabalho de Pinto Jr., Naccarato e Campinho (2008), os dados da BrasilDat foram cruzados com os dados obtidos pelo LIS, tendo sido apresentado um mapa nacional da densidade de descargas ao solo. Destaca-se que se trata de um estudo preliminar e o mapa, apresentado na Figura 4.6, certamente sofrerá profundas modificações à medida que informações mais confiáveis forem obtidas.

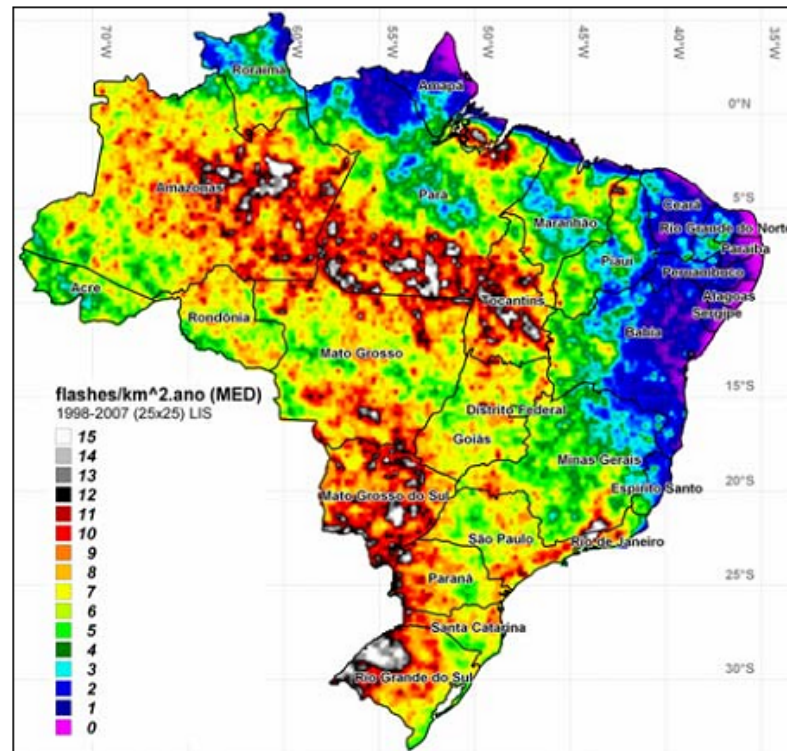


Figura 4.6: Mapa preliminar da densidade de descargas atmosféricas ao solo (N_g) obtidos por meio de dados da BrasilDat e LIS. Pinto Jr., Naccarato e Campinho (2008).

Uma vez estimada a densidade média anual de descargas atmosféricas na região de interesse, é importante para aplicações práticas em projetos de engenharia o estudo das características das descargas com relação à amplitude e forma de onda da corrente.

A mais completa caracterização das correntes de descargas de retorno negativas descendentes foi feita por Berger, Anderson e Kröninger (1975), com base em medições usando resistores “shunt” instalados nos topos de duas torres de 70 m de altura no Monte San Salvatore, Suíça. Esses resultados ainda são utilizados como referência primária para estudos de proteção contra descargas atmosféricas. A título de ilustração, na Figura 4.7 são mostradas, em duas escalas de tempo, as formas de onda médias obtidas para a primeira e para as descargas de retorno subsequentes.

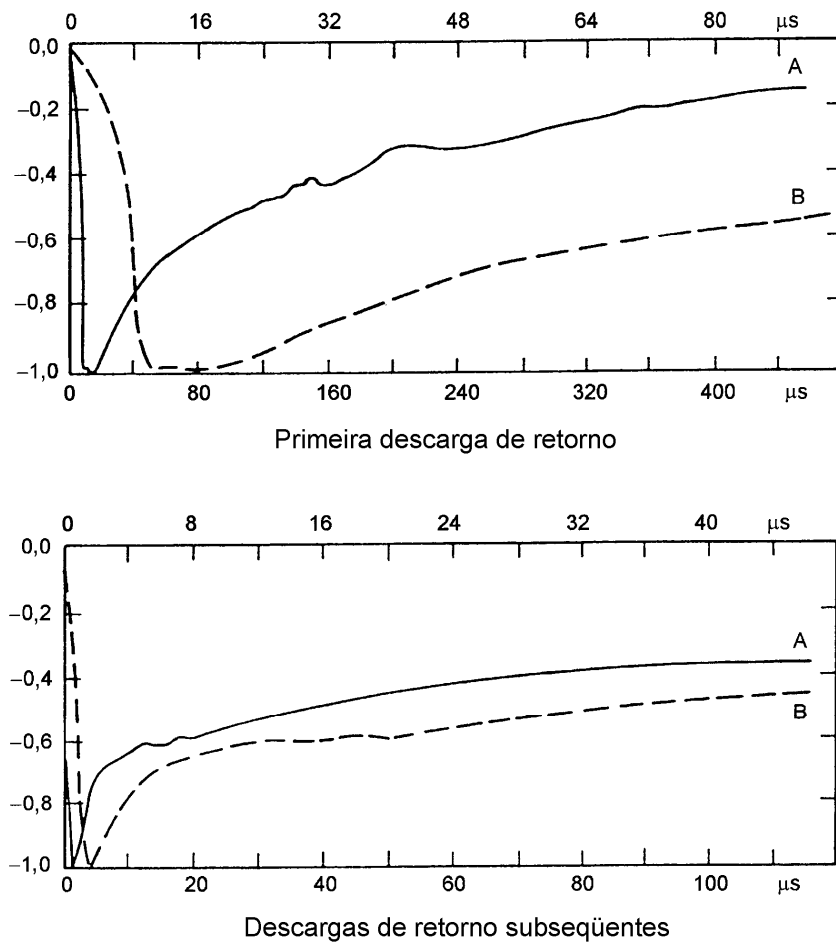


Figura 4.7: Forma de onda média da primeira e das descargas de retorno subsequentes em duas escalas de tempo, A e B. As escalas de tempo inferiores (A) correspondem às linhas sólidas, enquanto as escalas superiores (B) correspondem às linhas tracejadas. A escala vertical (amplitude) é relativa à unidade, os valores de pico foram normalizados à unidade negativa. Adaptada de Berger, Anderson e Kröniger (1975).

Posteriormente, Anderson R. B. e Eriksson (1980) revisaram as medições e apresentaram a caracterização da onda de corrente por meio de vários parâmetros da porção inicial da mesma. Na Figura 4.8 é apresentada a frente de onda típica de uma descarga descendente negativa (primeira descarga).

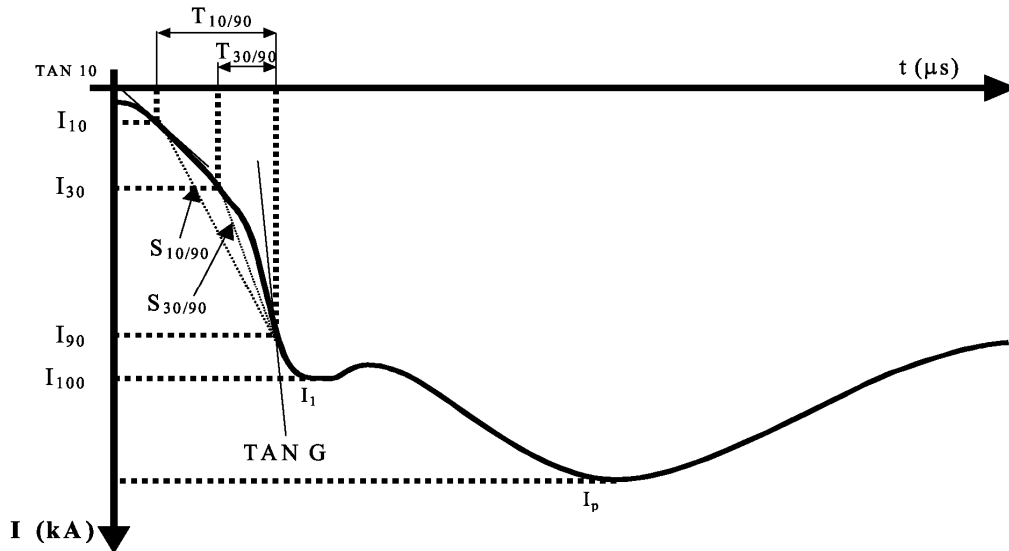


Figura 4.8: Forma de onda típica e parâmetros de frente da primeira descarga de retorno descendente negativa. (SHIGIHARA, 2005).

A onda apresentada na Figura 4.8 permite introduzir o conceito de tempo de frente do impulso. Esse tempo corresponde ao intervalo decorrido desde o início da onda impulsiva até o instante em que ela alcança o primeiro pico. Como mostrado na Figura 4.8, as ondas de corrente relativas às primeiras descargas de retorno apresentam dois picos distintos, sendo o segundo usualmente maior que o primeiro. No que diz respeito à descarga de retorno apresentada na Figura 4.8, são definidos os seguintes parâmetros:

- I_1 e I_p : primeiro e segundo valores de pico da corrente, respectivamente. Os parâmetros $T_{10/90}$, $T_{30/90}$, $S_{10/90}$, $S_{30/90}$ e $TAN G$ são definidos em função de I_1 , enquanto T_{50} é definido em função de I_p ;
- $T_{10/90}$: intervalo de tempo entre 10 % e 90 % de I_1 ;
- $T_{30/90}$: intervalo de tempo entre 30 % e 90 % de I_1 ;
- T_{50} : intervalo de tempo entre os instantes correspondentes a 2 kA e a 50 % do valor de pico I_p ;
- $S_{10/90}$: taxa de crescimento médio da corrente entre 10 % e 90 % em relação a I_1 ;
- $S_{30/90}$: taxa de crescimento médio da corrente entre 30 % e 90 % em relação a I_1 ;
- $TAN 10$: taxa de crescimento definida como a tangente no ponto correspondente a 10 % de I_1 ;
- $TAN G$: máxima taxa de crescimento para frente de onda da corrente.

A partir dos parâmetros indicados na Figura 4.8 podem ser definidos:

- $T_{d10/90}$: tempo de frente equivalente, $T_{d10/90} = \frac{T_{10/90}}{0,8}$;
- $T_{d30/90}$: tempo de frente equivalente, $T_{d30/90} = \frac{T_{30/90}}{0,6}$.

Na avaliação estatística dos valores de pico e dos demais parâmetros da corrente de descarga é geralmente utilizada a distribuição de probabilidade cumulativa log-normal, uma vez que ela oferece uma boa aproximação (UMAN, 1987). Com base em medições dos valores de pico de correntes de descargas em várias partes do mundo, Anderson (1987) propôs que a curva estatística log normal obtida no estudo pode ser bem aproximada pela equação:

$$P(I) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I}{31}\right)^{2,6}} \quad (4.4),$$

em que:

I é o valor de pico da corrente considerada na análise;

$P(I)$ é a probabilidade da corrente I ser excedida.

A Equação (4.4) expressa, para uma dada corrente de pico I , a probabilidade dela se excedida. Como os dados usados para a obtenção da Equação (4.4) não contemplaram dados referentes à América do Sul, Silva *et al.* (2003) propuseram a seguinte equação com base em medições realizadas na Estação do Morro do Cachimbo (SCHROEDER, 2001), em Minas Gerais:

$$P(I) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I}{45}\right)^{4,7}} \quad (4.5).$$

A Equação (4.5) indica que o valor de corrente de pico de 45 kA tem 50 % de probabilidade de ser excedido.

4.2. Sobretensões Causadas por Descargas Atmosféricas Indiretas

Quando ocorre uma descarga atmosférica nas proximidades de uma linha aérea o campo eletromagnético gerado pela descarga induz tensões na linha. A tensão induzida em um determinado ponto é determinada pela composição de todas as parcelas das tensões induzidas nos diferentes locais da linha que chegam àquele ponto.

A modelagem do fenômeno é complexa, uma vez que a amplitude e a forma de onda da tensão induzida dependem de diversos parâmetros da corrente, da linha e do solo. Existem na literatura alguns modelos para cálculos de tensão induzidas, podendo-se citar dentre eles os desenvolvidos por Rusck (1958), Nucci e Rachidi (1999), Piantini e Janiszewski (1998, 2009) e Yokoyama (1983).

O modelo desenvolvido por Piantini e Janiszewski (1998, 2009), denominado “Extended Rusck Model” - ERM é baseado na teoria de Rusck (1958), porém com diversos aprimoramentos. O ERM, ao contrário do modelo original de Rusck, considera linhas com comprimentos finitos e não necessariamente retas, bem como a ocorrência do líder ascendente, a presença de edificações e também equipamentos instalados na linha (transformadores, cargas, para-raios etc.). No caso de descarga incidente em objetos elevados, como torres, os mesmos também podem ser levados em consideração. O modelo ERM foi validado por meio de diversas comparações entre resultados de cálculo e de medições em experimentos tanto em escala reduzida quanto em escala real (PIANTINI; JANISZEWSKI, 2009). O modelo de Nucci e Rachidi foi validado por através de comparações realizadas com medições em modelo reduzido (PIANTINI *et al.*, 2007).

Na pesquisa realizada por Ramos (2010) foi feito um amplo estudo sobre o uso de linhas de transmissão (LT) com cabos para-raios energizados (PRE) no contexto do seu desempenho frente a descargas atmosféricas e a outras alternativas no fornecimento de energia elétrica em pequenas localidades isoladas. Nos sistemas PRE a torre de uma linha de transmissão é modificada, sendo os cabos para-raios isolados da estrutura por meio de isoladores. Assim, a LT passa a reunir, na mesma infraestrutura, um sistema de Alta ou Extra Alta Tensão e um sistema de Média Tensão. A premissa básica dos sistemas PRE é que o sistema de média tensão incluído na LT não acarrete degradação do sistema principal de alta tensão. Os cabos para-raios (agora energizados) continuam com a função de prover proteção contra descargas

diretas nos condutores fase da linha de transmissão. No caso de descargas atmosféricas nos cabos PRE, sobretensões elevadas surgirão, causando disrupções nos isoladores da linha PRE e desligando-a.

A tecnologia PRE pode ser utilizada em linhas de transmissão com um ou dois cabos para-raios, nas modalidades monofásica com retorno pela terra ou trifásica, sendo nesta última utilizado o solo como terceira fase. A grande vantagem desta tecnologia é o baixo custo de implantação e o fato de possibilitar o atendimento de cargas da ordem de alguns MVA. Sua principal desvantagem é o seu desempenho operacional ser significativamente afetado por descargas diretas e indiretas, o que motivou a realização dos trabalhos desenvolvidos por Ramos *et al.* (2007, 2009) e Ramos (2010).

A Eletrobras Distribuição Rondônia (antiga CERON - Centrais Elétricas de Rondônia) é pioneira na utilização da tecnologia PRE no país. A empresa instalou dois trechos de PRE em uma LT de 230 kV da Eletronorte, ligando a Usina Hidrelétrica (UHE) em Samuel¹ até a cidade de Ji-Paraná, ambas em Rondônia. Na Figura 4.9 é mostrada uma foto da cabeça de uma das torres da LT no trecho entre Samuel e Ariquemes (SMAQ). O sistema PRE é trifásico com tensão nominal de 34,5 kV, sendo utilizado dois cabos para-raios energizados e o solo como terceira fase. Também é mostrado um suporte próximo à estrutura de sustentação de uma das fases do PRE para a instalação de cabo OPGW (“Optical Ground Wire”), o que ocorreu no início de 2006.

¹ “A UHE Samuel está a 45 km de Porto Velho e possui cinco turbinas, tipo Kaplan, totalizando 216 MW de potência instalada. A primeira turbina entrou em operação em julho de 1989 e a quinta unidade em agosto de 1996.” Ramos (2010).



Figura 4.9: Geometria da cabeça da torre de suspensão simples da LT 230 kV com cabo PRE. Foto: José Ezequiel Ramos.

Como o PRE de Rondônia é um sistema que opera em 34,5 kV em uma estrutura de LT de 230 kV, as tensões induzidas por descargas indiretas podem representar parcela importante das causas dos desligamentos da linha. Isto ocorre devido a dois fatores: a suportabilidade da linha e a altura mais elevada (estrutura com aproximadamente 30 m de altura na LT SMAQ) que uma linha de distribuição convencional (que é da ordem de 10 m). Isto é particularmente importante, uma vez que a tensão induzida é diretamente proporcional à altura do condutor. Na pesquisa realizada por Ramos (2010), as tensões induzidas correspondem a aproximadamente 25 % do total das causas de desligamentos no sistema PRE SMAQ.

Ainda com respeito ao trabalho desenvolvido por Ramos *et al.* (2009), foi feito um levantamento da presença de objetos elevados próximos à LT, tendo sido constatada em alguns trechos a existência de árvores com distâncias mínimas de 20 m aproximadamente. Essa situação favorece a possibilidade de tensões induzidas elevadas, uma vez que as árvores podem blindar a LT, ou seja, algumas descargas que incidiriam diretamente na LT passam a atingir as árvores. Tendo em mente essa possibilidade, foram efetuados cálculos de tensões induzidas na linha PRE para descargas incidindo próximas à linha, como exemplificado na Figura 4.10.

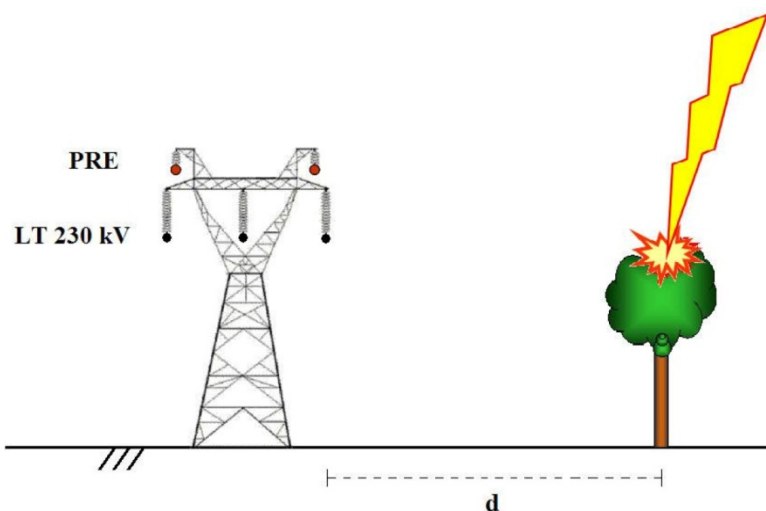


Figura 4.10: Descarga atmosférica incidindo a uma distância “d” da linha PRE, em frente a uma das torres. Ramos *et al.* (2009).

As formas de onda das tensões induzidas entre os terminais do isolador da linha PRE mais próximo ao local de incidência da descarga são mostradas na Figura 4.11 considerando diferentes distâncias (d) entre a linha e o canal da descarga. Os cálculos foram feitos com o ERM, considerando descarga em frente a uma das torres, com amplitude de corrente igual a 45 kA e forma de onda triangular, com tempos de frente e até o zero iguais a $2 \mu\text{s}$ e $160 \mu\text{s}$, respectivamente. O comprimento do canal foi considerado igual a 3 km e foi utilizado o modelo de linha de transmissão para a determinação da distribuição espaço-temporal da corrente ao longo do canal (UMAN; MCLAIN, 1969). A velocidade de propagação da corrente no canal de descarga foi considerada igual a 30 % da velocidade da luz no vácuo e o solo perfeitamente condutor. A altura dos condutores PRE foi admitida constante e igual a altura média, 21,5 m, não se considerou a presença do cabo OPGW e o solo foi considerado perfeitamente condutor. Como visto na Figura 4.11 as tensões atingem valores elevados, variando de aproximadamente 200 kV a 800 kV para distâncias de 150 m e 25 m, respectivamente. Essas tensões podem ultrapassar o valor do CFO da cadeia de isoladores usados no PRE e, conseqüentemente, causar disrupções nos isoladores e desligamentos da linha. Por meio de ensaios em laboratório, verificou-se que os valores de CFO da cadeia de isoladores usados no PRE são iguais a 273 kV e 275 kV para polaridades negativa e positiva, respectivamente, já referenciados para as condições atmosféricas de Rondônia (RAMOS, 2010). Como a linha PRE não possui para-raios, a tensão induzida é diretamente proporcional ao valor de crista da corrente, sendo aproximadamente inversamente proporcional à distância “ d ” e ao tempo de frente da corrente de descarga. As linhas PRE

estão sujeitas a sobretensões elevadas, com valores de pico que podem inclusive superar os valores indicados na Figura 4.11.

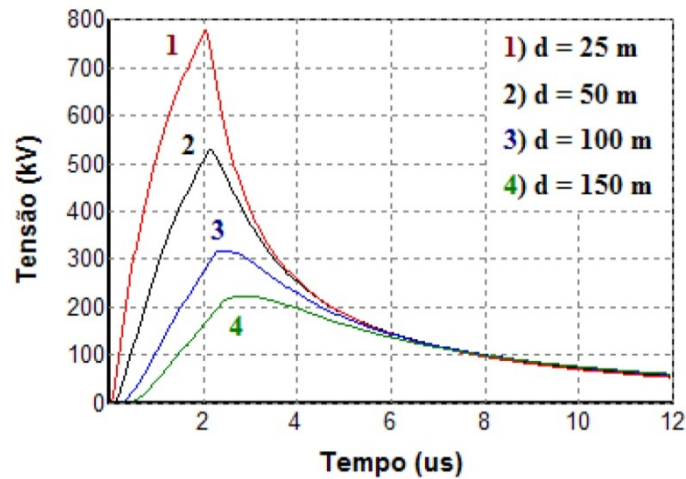


Figura 4.11: Tensões induzidas entre os terminais do isolador da linha PRE mais próxima ao local de incidência da descarga, para diferentes distâncias (d) entre o condutor e o canal da descarga. $I = 45 \text{ kA}$, $t_f = 2 \text{ } \mu\text{s}$. Ramos *et al.* (2009).

Com relação à LT de 230 kV, as tensões induzidas não são preocupantes, uma vez que a cadeia de isoladores da linha possui nível básico de isolamento (NBI) igual a 1.350 kV GUEDES (2003), que é a tensão com 10 % de probabilidade de ocorrência de ruptura (U_{10}). Segundo o procedimento sugerido pela NBR 6936 (1992) - Técnicas de ensaios elétricos de alta-tensão - o valor do CFO da cadeia de isoladores pode ser estimado em aproximadamente 1400 kV. Esse valor é suficientemente alto para que as tensões induzidas não afetem o desempenho da LT de 230 kV, de modo que apenas descargas diretas possam causar desligamento da linha. No caso de LTs com tensões mais baixas, como por exemplo 69 kV, os desligamentos devido a tensões induzidas podem ocorrer em casos específicos, mas uma análise quantitativa deve ser realizada especificamente para o caso em questão. Outro aspecto a se observar é que frequentemente as LTs com tensão nominal não elevada (69 kV, 88 kV e 138 kV) possuem isolamento maior que a necessária, permitindo que a mesma linha possa, no futuro, operar com maior tensão nominal sem a necessidade da troca das cadeias de isoladores.

4.3. Sobretensões Causadas por Descargas Atmosféricas Diretas

As sobretensões nas linhas de transmissão causadas por descargas diretas ocorrem quando a descarga incide diretamente nos condutores fase, na torre ou no cabo guarda. No caso de descarga direta em um dos condutores fase - falha de blindagem -, irá surgir uma sobretensão na linha que pode ou não causar disrupções (“flashovers”) nas cadeias de isoladores. Na ocorrência de descarga no cabo guarda ou em uma das torres de sustentação da linha há dois aspectos a serem considerados: a tensão induzida nos condutores fase devido à corrente que flui pelo cabo guarda e a elevação do potencial da torre devido à corrente que flui para o sistema de aterramento. Dependendo do valor da sobretensão resultante na cadeia de isoladores, pode ocorrer disrupção, denominada nesse caso de “back flashover”. O “back flashover” é uma descarga disruptiva de um ponto aterrado a um ou mais condutores fase. Nos itens 4.3.1 e 4.3.2 são discutidos os fenômenos de falha de blindagem e “back flashover”, respectivamente.

4.3.1. Falha de Blindagem

Tomando como referência a Figura 4.12 são definidas as distâncias de atração e ângulo de blindagem de uma determinada configuração de linha de transmissão com base no modelo EGM. As distâncias de atração r_s e r_g variam em função do valor de pico da corrente de retorno prospectiva e são definidas atualmente pelo IEEE 1243 (1997) conforme as equações (2.18) e (2.19). Dependendo dos fatores geométricos da linha de transmissão (altura dos condutores fase e cabo(s) guarda, ângulo de blindagem, topografia do terreno etc.) e do valor de pico da corrente de descarga prospectiva, pode haver uma área de exposição dos cabos fase à incidência de descargas atmosféricas. Essa área está associada à distância D_c definida na Figura 4.12. Dessa forma, a área de exposição à falha de blindagem é função da distância D_c e do comprimento da linha. Assumindo que os líderes são verticais, para um dado valor de pico de corrente de descarga o número de falhas de blindagem é estimado como $2.N_g.L.D_c$. Com o aumento da amplitude da corrente de descarga as distâncias de atração r_c e r_g aumentam e a distância de exposição D_c diminui. A corrente I_{max} é definida como a corrente para a qual a distância D_c é nula.

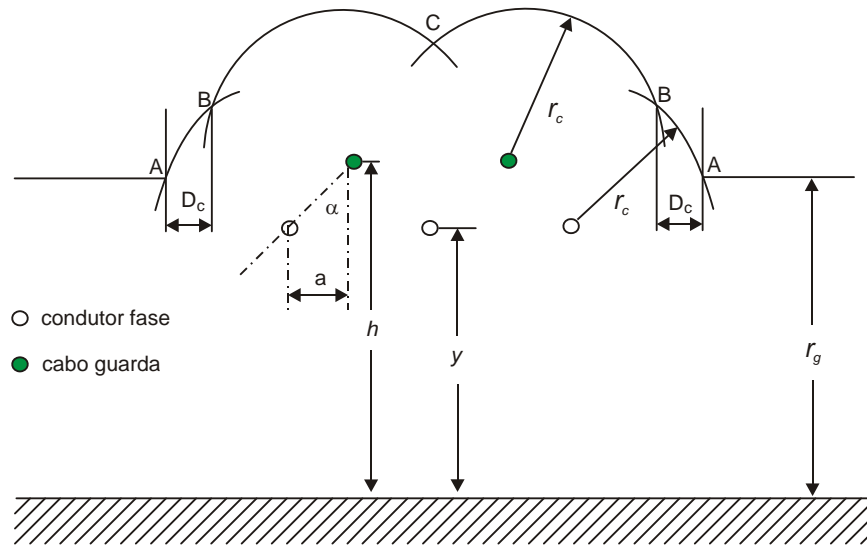


Figura 4.12: Distâncias de atração e ângulos de blindagem de acordo com o modelo EGM. Adaptada de Tarchini (2002).

Para um dado valor de pico da corrente de descarga o número de falhas de blindagem SF (“shielding failure”) para uma linha de comprimento L é estimado como

$$SF(I) = N_g \cdot D_c(I) \cdot L \quad (4.6).$$

Uma vez que as distâncias de atração dos condutores e do solo (r_s e r_g) dependem do valor de pico da corrente de descarga prospectiva, é necessário o uso da distribuição estatística da corrente do “return stroke” para o cálculo da taxa de falhas de blindagem SFR - “shielding failure rate”. A função densidade de probabilidade da primeira descarga de retorno, $f_1(I)$, é dada por um par de funções com distribuição log-normal (IEEE Std. 1243, 1997):

$$f_1(I) = \left(\frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot \sigma_{\ln} \cdot I}} \right) e^{-\frac{(\ln I / \bar{I})^2}{2 \cdot \sigma_{\ln}^2}} \quad (4.7)$$

com os seguintes parâmetros:

$$I < 20 \text{ kA} \quad \bar{I} = 61,1 \text{ kA} \quad \sigma_{\ln} = 1,33,$$

$$I > 20 \text{ kA} \quad \bar{I} = 33,3 \text{ kA} \quad \sigma_{\ln} = 0,605,$$

onde σ_{\ln} representa o desvio padrão da distribuição.

A probabilidade cumulativa de I_f exceder I é dada pela integração da Equação (4.7) ou aproximada pela Equação (4.4).

A SFR é obtida pela integração da Equação (4.6) no intervalo de $0 \leq I \leq I_{\max}$, ou seja:

$$SFR = 2 \cdot N_g \cdot L \cdot \int_0^{I_{\max}} D_C(I) \cdot f_1(I) \cdot dI \quad (4.8).$$

Deve-se notar que as distâncias de atração dos cabos guarda e dos condutores fase são assumidas iguais, enquanto que a distância de atração ao solo é menor. Até a data de publicação desta tese o IEEE recomenda as equações (2.18) e (2.19) para o cálculo dessas distâncias.

Em linhas de transmissão com tensão elevada uma falha de blindagem com valor baixo de corrente de descarga não significa necessariamente a ocorrência de descarga disruptiva na cadeia de isoladores (e, conseqüentemente, desligamento da linha). A corrente mínima, ou corrente crítica, I_c , requerida para que ocorra disrupção na cadeia de isoladores pode ser estimada conforme a Equação (2.11), sendo a impedância da linha obtida conforme a Equação (4.9).

$$Z = 60 \cdot \sqrt{\ln \frac{2 \cdot h_{\text{médio}}}{r} \cdot \ln \frac{2 \cdot h_{\text{médio}}}{R_C}} \quad (4.9), \text{ (IEEE Std. 1243, 1997)}$$

em que:

Z é a impedância de surto do condutor sob efeito corona (Ω);

$h_{\text{médio}}$ é a altura média do condutor (m);

r é o raio do condutor (m);

R_C é o raio corona do condutor submetido a um gradiente de 1500 kV/m (m).

O número de falhas de blindagem que resultarão em desligamentos da linha (*SFFOR*) pode ser estimado pela seguinte expressão:

$$SFFOR = 2.N_g.L. \int_{I_c}^{I_{max}} D_C(I).f_1(I).dI \quad (4.10).$$

Pode-se interpretar, pela Equação (4.10), que assegurando um ângulo de blindagem em que o valor de I_{max} seja igual ao valor de I_c tem-se uma linha de transmissão perfeitamente blindada. Porém, mesmo que o valor de crista da corrente da descarga do primeiro “stroke” seja menor que a corrente crítica do sistema I_c , é possível que a corrente de pelo menos um dos “strokes” subsequentes possua amplitude superior a I_c , o que resulta em descarga disruptiva na cadeia de isoladores. Segundo Anderson R. B. e Eriksson (1980), o valor mediano de pico da corrente de retorno subsequente é 12 kA e a probabilidade de que o valor de pico da corrente I_s de um “stroke” subsequente exceda o valor da corrente crítica é dado aproximadamente pela Equação (4.11):

$$P(I_s > I_c) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I_c}{12}\right)^{2,7}} \quad (4.11).$$

A probabilidade P_s de que um “stroke” subsequente cause uma descarga disruptiva dado que nenhum dos “strokes” anteriores causou, é obtida pela Equação (4.12):

$$P_s = \sum_{n=2}^{\infty} P_n \cdot \left(1 - [1 - P(I_s > I_c)]^{n-1}\right) \quad (4.12),$$

onde P_n é a probabilidade de que a descarga contenha n “strokes”.

A probabilidade de que haja n “strokes” por descarga atmosférica é obtida em Thomson (1980), que apresenta resultados de várias pesquisas sobre o assunto. Adotando como referência os dados de Harris e Salman (1972) obtém-se a Tabela 4.1, utilizada neste trabalho.

Tabela 4.1: Probabilidade de ocorrência de n “strokes” por descarga atmosférica, com base nos trabalhos de Thomson (1980) e Harris e Salman (1972).

n	$P(n)$
1	0,2
2	0,2
3	0,19
4	0,14
5	0,09
6	0,06
7	0,05
8	0,03
9	0,015
10	0,015
11	0,007
12	0,001
13	0,001
14	0,001

A taxa total de desligamentos por falha de blindagem é a soma dos desligamentos causados pelo primeiro “stroke” ($SFFOR$) com os desligamentos causados pelos “strokes” subsequentes ($SFFORs$), dada pela Equação (4.14):

$$SFFOR_s = 2.N_g.L.P_s \int_{I=0}^{I=I_c} D_C(I).f_1(I).dI \quad (4.13).$$

Se o valor da corrente crítica for baixo, a maioria das falhas de blindagem resultarão em desligamentos, seja devido aos primeiros “strokes” com baixo valor de corrente de pico (porém maiores que I_c) ou devido pela probabilidade, em torno de 60 % a 70 % IEEE Std. 1243 (1997), de haver um “stroke” subsequente com corrente superior a I_c . Se o valor da corrente crítica é elevado, então o valor de P_s será menor. No trabalho desenvolvido por Silveira, Visacro e De Conti (2011) são apresentados casos em que as descargas subsequentes podem causar desligamentos em linhas de transmissão.

4.3.2. “Back Flashover”

O “back flashover” é uma descarga disruptiva resultante de uma descarga atmosférica incidente em um ponto aterrado do sistema elétrico. Nas linhas de transmissão o fenômeno pode ocorrer devido à incidência de descarga atmosférica na torre ou no cabo-guarda. Ele depende de diversos fatores, como por exemplo, a amplitude, a forma de onda e a polaridade da corrente da descarga, o valor da resistência de terra dos cabos contrapesos das torres, o NBI dos isoladores, a presença ou não de para-raios, impedância da torre etc..

A ocorrência ou não da descarga disruptiva pode ser avaliada pela análise da suportabilidade dos isoladores frente a sobretensões atmosféricas. A norma NBR 6936 (1992) especifica uma forma de onda de impulso normalizado dupla exponencial, com tempo de frente efetivo de $1,2 \mu\text{s}$ e tempo até o meio valor, na cauda, igual a $50 \mu\text{s}$. Se o valor de pico da tensão é suficientemente baixo, não ocorre descarga disruptiva no isolador e um impulso pleno é desenvolvido, como mostrado na Figura 4.13. Quando a amplitude do impulso é gradualmente aumentada, existe um valor de pico de tensão, denominado CFO (“critical flashover overvoltage”), em que ocorre descarga disruptiva em 50 % dos casos. Quando ocorre a descarga disruptiva, a forma de onda resultante é chamada de onda cortada. Quando a amplitude da tensão aplicada ao isolador é aumentada para valores acima do CFO, as descargas disruptivas são mais frequentes e ocorrem mais rapidamente. Aumentando ainda mais a amplitude do impulso, as disrupções ocorrem antes que o valor de pico prospectivo seja atingido, resultando assim uma onda cortada na frente.

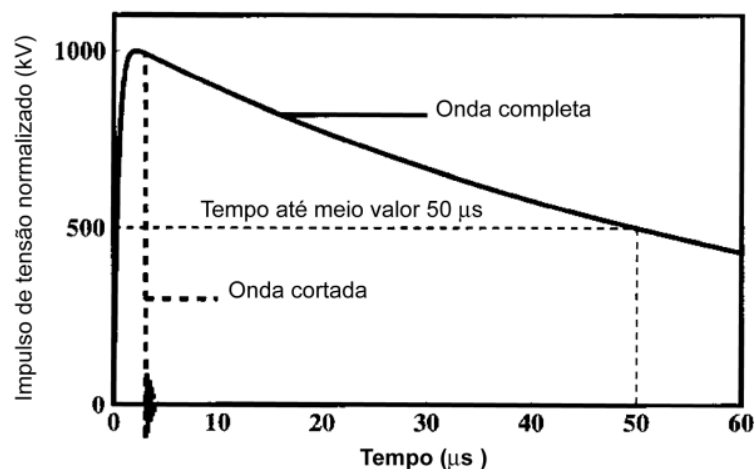


Figura 4.13: Impulso de tensão normalizado. Adaptada de IEEE Std. 1243-1997.

A rigidez dielétrica da cadeia de isoladores sobre efeito de surtos atmosféricos depende da amplitude, forma de onda e polaridade do surto, como também das condições ambientes – pressão e temperatura. Um impulso atmosférico com amplitude superior ao valor de CFO pode não durar o suficiente para que ocorra disrupção. Um gráfico com a tensão em que ocorre disrupção da cadeia de isoladores versus o tempo em que a disrupção ocorre é chamada de curva V por t , mostrada na Figura 4.14. Efeitos não lineares como por exemplo o efeito corona, a ionização do solo, a resposta da torre e reflexões de torres adjacentes tendem a distorcer o surto de tensão com relação ao impulso atmosférico normalizado. Particularmente importante é a redução da tensão na cadeia de isoladores quando as reflexões retornam das torres adjacentes. Segundo o guia IEEE Std. 1243 (1997), a única maneira satisfatória de avaliar a suportabilidade da cadeia de isoladores nessas condições é ensaiando a cadeia de isoladores com a forma de onda desejada. Pignini *et al.* (1989) resumiram modelos que podem ser usados para várias formas de onda não normalizadas para produzir curvas $V \times t$ similares à mostrada na Figura 4.14. Esses modelos se enquadram nas seguintes categorias:

- métodos que modelam a disrupção diretamente, como os modelos de progressão de líderes;
- métodos derivados dos modelos de progressão de líderes, como os de efeito disruptivo;
- métodos que usam a curva padrão de tensão-tempo durante o período anterior em que a forma de onda torna-se diferente da normalizada.

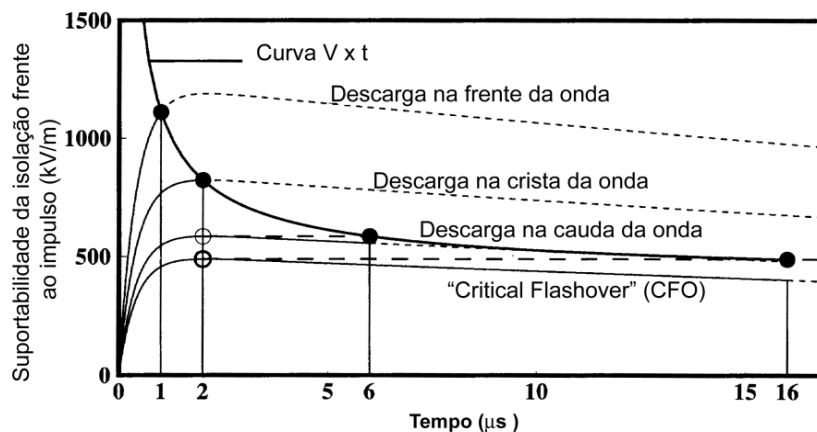


Figura 4.14: Curva $V \times t$ de isoladores tipo pino. Adaptada de IEEE Std. 1243-1997.

Todos os métodos estão em uso, porém nenhum é universalmente aceito. O terceiro método, adotado pelo IEEE, é utilizado em um programa computacional (denominado FLASH) que

avalia a tensão na cadeia de isoladores em dois instantes. A versão 1.7 do programa FLASH usa o instante de máxima sollicitação, ou seja, o instante imediatamente anterior ao retorno das reflexões das duas torres adjacentes, como mostrado na Figura 4.15. Adicionalmente é avaliada a sobretensão na cadeia de isoladores no instante $6 \mu\text{s}$, que corresponde ao instante em que chegam as reflexões de quatro ou mais torres adjacentes, dependendo do comprimento do vão.

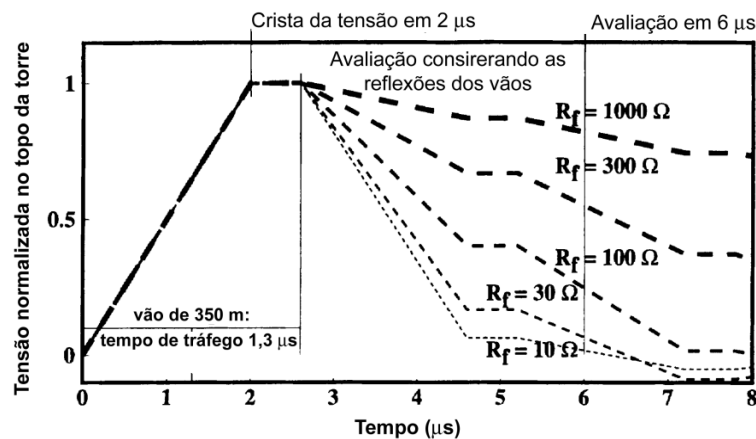


Figura 4.15: Tensão no topo da torre para vão entre torres de 350 m para diferentes valores de resistência de terra (R_f). Adaptada de IEEE Std. 1243 (1997).

O guia IEEE Std. 1243 (1997) apresenta a Equação (4.14), proposta por Darveniza, Popolansky e Whitehead (1975), como método de avaliação da suportabilidade (curva $V \times t$) da cadeia de isoladores de linhas de transmissão frente a impulsos normalizados (isto é, com forma 1,2/50):

$$V_{iFlashover}(t) = \left(400 + \frac{710}{t^{0,75}} \right) \cdot W \quad (4.14),$$

onde

$V_{iFlashover}$ é a tensão que causa disrupção, em kV;

t é o tempo até a disrupção, ($0,5 \mu\text{s} \leq t \leq 16 \mu\text{s}$) e

W é o comprimento do isolador (m).

A tensão sobre a cadeia de isoladores é função da corrente da descarga atmosférica e das impedâncias da torre e do sistema de aterramento. O ponto de máxima sollicitação é o instante imediatamente anterior ao da chegada das ondas refletidas nas torres adjacentes, como

indicado na Figura 4.15. Para um vão de 350 m entre torres e velocidade de propagação das ondas na linha igual a 90 % da velocidade da luz no vácuo, o tempo de chegada das reflexões das torres adjacentes é de $t = 2,6 \mu\text{s}$, que é usado para estimar a suportabilidade da isolação com base na Equação (4.14). A forma de onda da tensão, com crescimento até $2 \mu\text{s}$ (a corrente da descarga foi suposta com subida linear, tempo até o pico igual a $2 \mu\text{s}$ e valor constante após atingir o pico) e decaimento após o instante t de retorno das ondas de refletidas nas torres adjacentes pode ser considerada próxima à forma de onda de impulso normalizado, podendo então ser aplicada a Equação (4.14) para avaliação da suportabilidade da cadeia de isoladores.

O comportamento de isoladores ou cadeia de isoladores frente a ondas não normalizadas é complexo. Convém destacar o estudo desenvolvido por Braz e Piantini (2011), que avaliaram o comportamento dielétrico de isoladores de média tensão e analisaram os métodos para estimativa da suportabilidade desses equipamentos frente a sobretensões atmosféricas com formas de onda diferentes da onda de tensão de impulso atmosférico normalizada. Foram realizados diversos testes em um isolador tipo pino, de porcelana, com tensão nominal de 15 kV e determinados os valores de CFO e as características tensão-tempo (curvas $V \times t$) para diferentes formas de onda, considerando as polaridades positiva e negativa.

5 ANÁLISE COMPARATIVA DO MODELO SLIM PARA ESTIMATIVA DOS NÚMEROS DE DESCARGAS DIRETAS E DE FALHAS DE BLINDAGEM EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

Neste Capítulo o modelo SLIM é utilizado inicialmente para o cálculo da distância e do raio de atração de linhas de transmissão de energia, sendo os resultados comparados com aqueles obtidos através dos outros modelos existentes na literatura, discutidos no Capítulo 2. Posteriormente são analisadas as diferenças entre as estimativas do número de descargas atmosféricas diretas em linhas de transmissão utilizando-se o SLIM, o EGM (IEEE Std. 1243 (1997)), o modelo de Eriksson (1987ab) e o procedimento simplificado recomendado pelo Guia IEEE Std. 1243 (1997). Finalmente, o SLIM é aplicado em uma linha de transmissão de 400 kV com o objetivo de se estimar o número de descargas diretas na linha, as falhas de blindagem e as interrupções causadas pelas descargas.

5.1. Distância e Raio de Atração de Linhas e Estruturas Elevadas

Conforme discutido no Capítulo 3, o SLIM é um modelo complexo de progressão de líderes que permite calcular a distância de atração de uma determinada estrutura aterrada para um dado valor de corrente prospectiva do “return stroke”. O procedimento consiste em elaborar um modelo tridimensional da estrutura analisada, inserir as condições de contorno e calcular a distância de atração para um local e valor de pico específico da corrente. Inicialmente foram realizadas simulações considerando um trecho de condutor com altura $h = 22$ m e comprimento de 100 m para vários valores de pico da corrente de descarga (I_p). O campo elétrico ambiente foi considerado igual a 20 kV/m (LALANDE *et al.*, 2002), a velocidade de propagação do líder descendente igual a $2 \cdot 10^5$ m/s (RAKOV; UMAN, 2003). A região de estudo foi delimitada por um cilindro com raio e altura iguais a 1200 m e 1000 m, respectivamente. O topo e as paredes do cilindro foram considerados como isolantes elétricos, sendo a base considerada plana e aterrada. Um segmento de reta (B1) é desenhado verticalmente do topo do cilindro até a altura de 200 m em relação ao solo, representando o canal de descarga descendente. A Figura 5.1 mostra o desenho da configuração simulada.

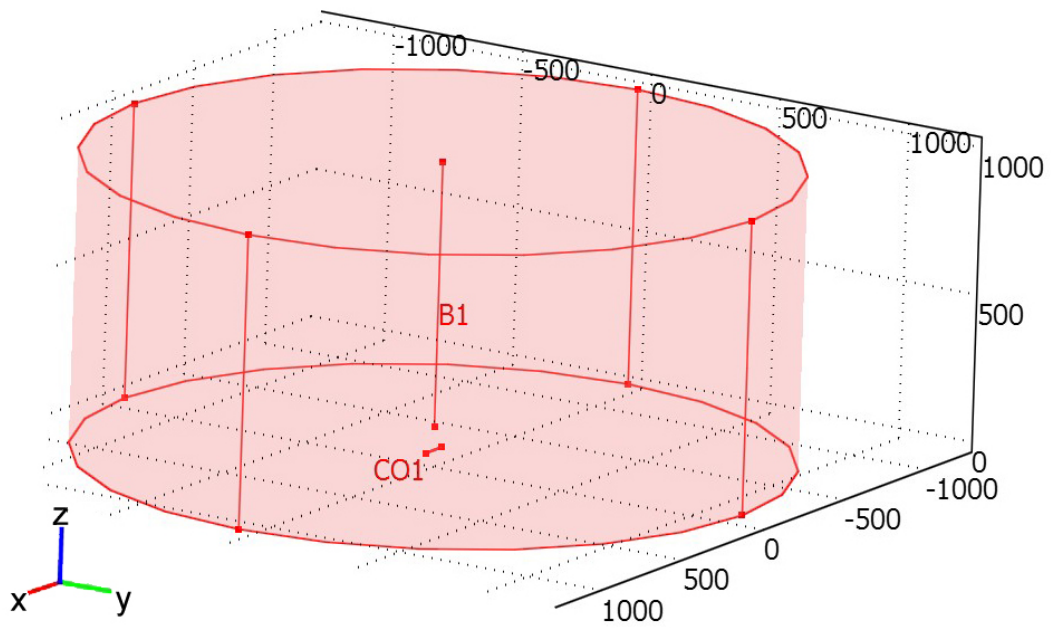
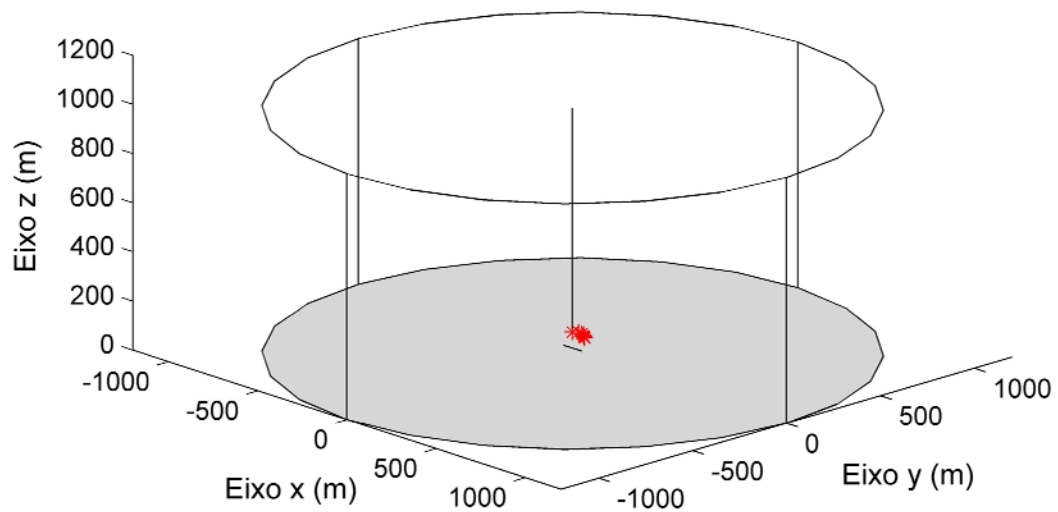
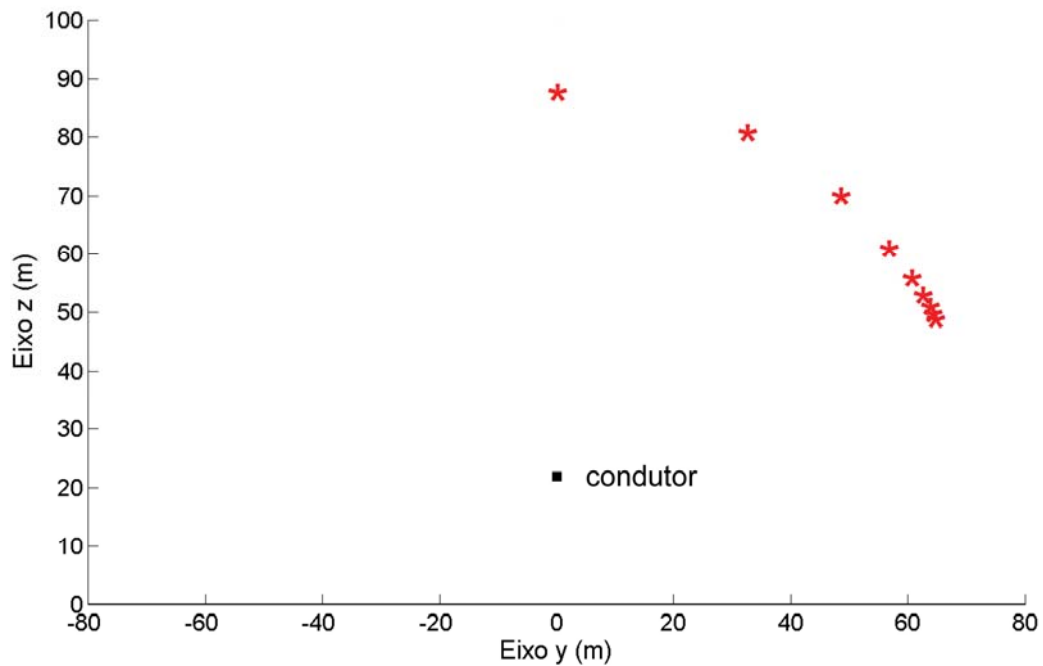


Figura 5.1: Modelo tridimensional para cálculo das distâncias de atração de um condutor em função do valor de pico da corrente da descarga. CO1 - objeto composto consistindo de cilindro e trecho de linha. B1 - segmento de reta representando o canal de descarga. x, y, z - eixos do sistema de coordenadas (dimensões em metros).

O desenho tridimensional é utilizado no modelo SLIM, onde se especifica uma coordenada (x,y,z) para determinação da distância de atração considerando um dado valor de pico da corrente da descarga de retorno. Uma vez escolhido o ponto (local) e direção para cálculo da distância de atração, são realizadas diversas simulações de progressão de líderes (descendente e ascendente) de modo a se obter, pelo método da bissecção, os pontos em que pode ocorrer o encontro (“attachment”) dos líderes. Na Figura 5.2 são apresentados os pontos de “attachment” para o condutor indicado na Figura 5.1.



(a)



(b)

Figura 5.2: Pontos de “attachment” dos líderes para o condutor indicado na Figura 5.1. Valor de pico da corrente da descarga (I_p) igual a 40 kA.

a) vista tridimensional (x,y,z)

b) vista no plano (y,z)

Uma grande vantagem do modelo SLIM é que se trabalha com desenhos tridimensionais do objeto cuja “atratividade” a descargas atmosféricas se deseja analisar, o que permite facilmente o estudo de estruturas não simétricas. O modelo pode ser utilizado para estudos de proteção contra descargas atmosféricas de edifícios, torres com configurações não simétricas, turbinas eólicas etc..

A análise da incidência de descargas diretas em uma linha de transmissão ou estrutura deve ser feita levando em consideração a curva de distribuição dos valores de pico das correntes de retorno, ou seja, deve-se analisar as distâncias de atração tanto para correntes de baixa amplitude quanto para correntes de amplitude elevada. No caso da linha mostrada na Figura 5.1, foram realizadas simulações para se obter a distância e raio de atração considerando correntes com valores de pico desde 5 kA até 200 kA. Esses valores foram escolhidos com base da curva de distribuição de probabilidade cumulativa obtida por Visacro *et al.* (2004). Utilizando a Equação 4.5, são obtidos 99,99 % e 0,09 % de probabilidades do valor de pico da corrente exceder 5 kA e 200 kA, respectivamente. A Figura 5.3 apresenta a distância de atração da linha mostrada na Figura 5.1 ($h = 22$ m) em função do valor de pico da corrente da descarga.

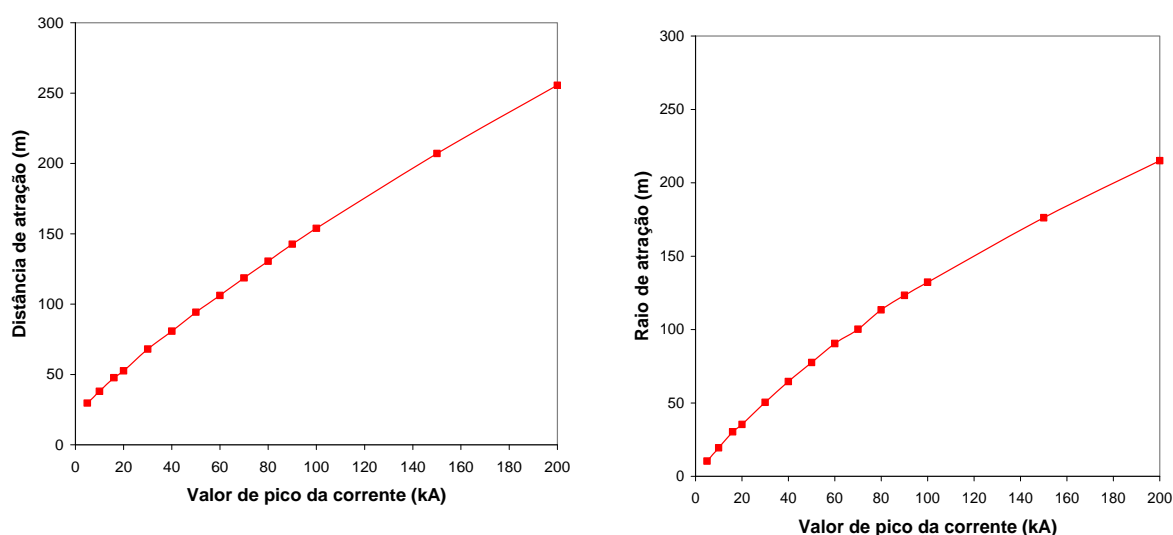


Figura 5.3: Distância e raio de atração estimados pelo modelo SLIM para um condutor situado a 22 m de altura em relação ao solo em função do valor de pico da corrente da descarga atmosférica.

Como pode-se observar, a distância de atração tem uma forte dependência do valor de pico da corrente de descarga e não são observadas mudanças bruscas na sua tendência. O raio de atração, por ser derivado da distância de atração, tem comportamento análogo, sendo obtido por meio da coordenada y do último ponto de “attachment” obtido nas simulações do modelo SLIM.

Na Figura 5.4 é apresentada a comparação entre as distâncias de atração do condutor mostrado na Figura 5.1 obtidas com os modelos SLIM e EGM. Os parâmetros usados no

modelo são os recomendados pelo Guia IEEE Std. 1243 (1997). Como observado na figura, a distância de atração obtida utilizando-se o EGM é maior que aquela calculada através do SLIM, principalmente para correntes mais elevadas. Para o valor $I_p = 5$ kA os resultados obtidos com os dois modelos são praticamente iguais, enquanto que no caso de $I_p = 40$ kA a distância de atração obtida pelo modelo EGM é aproximadamente 36 % maior que aquela obtida utilizando-se o modelo SLIM. Para correntes mais elevadas a diferença entre os valores da distância de atração aumenta, embora a relação entre esses valores tenda a diminuir. Em média, para a altura do condutor analisada o modelo EGM apresenta distância de atração aproximadamente 30 % superior àquela obtida com o SLIM. Essa diferença pode ser significativa em um projeto de proteção de linhas de transmissão, podendo os cabos guarda serem posicionados em local que resulte em um número de falhas de blindagem maior que o esperado.

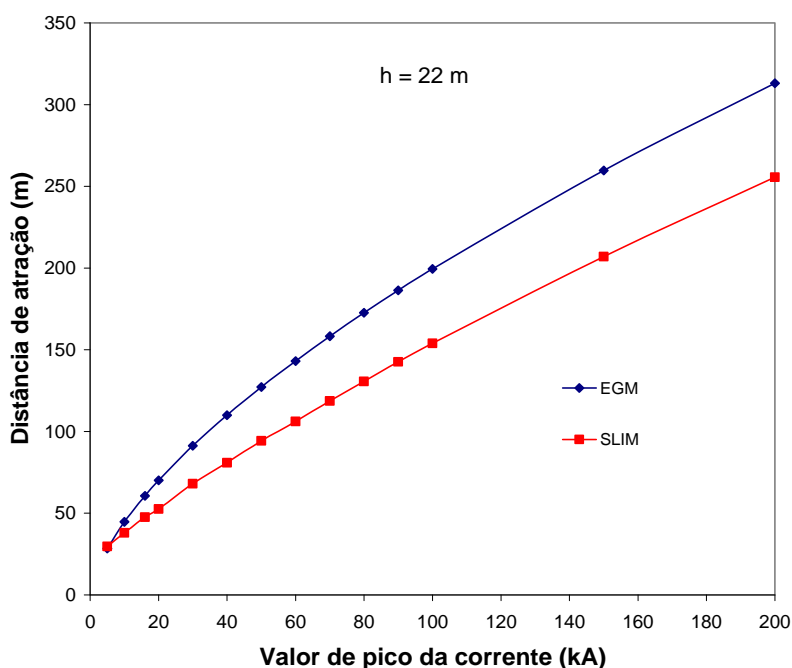


Figura 5.4: Comparação entre as distâncias de atração obtidas pelos modelos EGM (IEEE Std. 1243, 1997) e SLIM de um condutor com altura $h = 22$ m (Figura 5.1) em função do valor de pico da corrente da descarga atmosférica.

Outra comparação pertinente é o raio de atração obtido pelos modelos SLIM, EGM e de Eriksson (ERIKSSON, 1987ab). Considerando a mesma situação indicada na Figura 5.1, a Figura 5.5 apresenta as curvas do raio de atração em função do valor de pico da corrente da descarga para os três modelos. Como mostrado na figura, os raios de atração obtidos pelo modelo SLIM e pelo modelo de Eriksson são muito próximos em toda a faixa analisada.

Deve-se destacar que o resultado obtido se refere a este caso específico, um condutor a 22 m de altura. Com relação ao modelo EGM, observam-se diferenças significativas entre os resultados obtidos com os modelos SLIM e de Eriksson. O uso do modelo EGM resulta em raios de atração maiores que os obtidos pelos modelos SLIM e Eriksson para correntes com valor de pico de até aproximadamente 80 kA. Para descargas com correntes acima desse valor, o raio de atração estimado pelo modelo EGM é menor que aqueles estimados pelos modelos SLIM e de Eriksson.

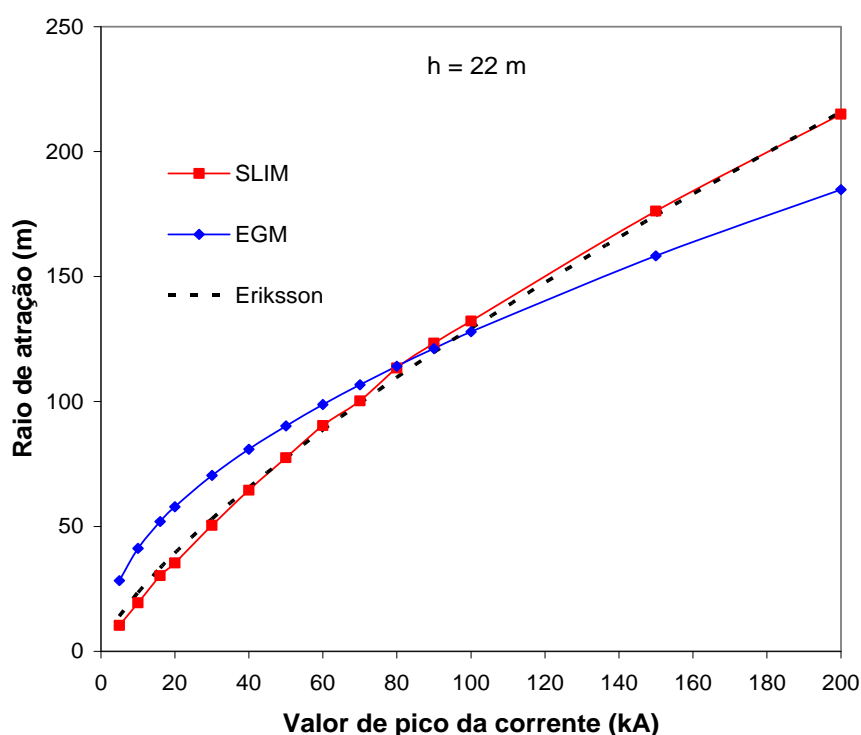


Figura 5.5: Comparação entre os raios de atração obtidos pelos modelos SLIM, EGM (IEEE Std. 1243, 1997) e de Eriksson (ERIKSSON, 1987b) para um condutor com altura $h = 22$ m, como indicado na Figura 5.1, em função do valor de pico da corrente da descarga atmosférica.

A comparação dos resultados do raio de atração obtido pelo modelo SLIM com os obtidos com o modelo recomendado pelo IEEE (equações 2.20 e 2.21) e com o modelo proposto por Eriksson (equação 2.15 ou 2.16) pode ser facilmente realizada considerando várias alturas do condutor (ou altura da estrutura) e vários valores de pico da corrente de descarga. Por outro lado, a comparação do modelo SLIM com outros modelos de propagação de líderes é mais complicada, sendo necessária a utilização de resultados já publicados ou a implementação do algoritmo do modelo de progressão de líder a ser comparado. Tal implementação é complexa e nem sempre todos os dados necessários para a reprodução exata do algoritmo proposto pelos

pesquisadores estão disponíveis. Assim, os cálculos anteriores do raio de atração com os modelos SLIM, EGM e de Eriksson (todos para a altura de 22 m), foram comparados com aqueles obtidos através dos modelos de Deller e Garbagnati (DELLERA e GARBAGNATI, 1990) e de Rizk (RIZK, 1989) considerando a altura mais próxima dos dados disponíveis nas respectivas publicações ($h = 20$ m). Essa comparação é apresentada na Figura 5.6. Apesar da diferença entre as alturas consideradas nos cálculos, a comparação entre os resultados pode ser feita sem prejuízo da análise. Como visto na figura, os modelos de Deller e Garbagnati e de Rizk apresentam resultados, no geral, diferentes dos obtidos pelo modelo SLIM para essa altura. O raio de atração estimado pelo modelo de Rizk é geralmente maior que o obtido pelo SLIM, que por sua vez é maior que o obtido pelo modelo de Deller e Garbagnati.

No caso de correntes com valor de pico igual ou inferior a 10 kA, os raios de atração obtidos pelos modelos SLIM e de Deller e Garbagnati são muito próximos. A partir deste valor, as diferenças entre os resultados tendem a aumentar com a corrente. Para o valor de pico de 100 kA, os raios de atração obtidos pelos modelos SLIM e de Deller e Garbagnati são iguais a aproximadamente 132 m e 88 m, respectivamente, o que corresponde a uma diferença de 50 %.

Com relação aos modelos de Rizk e SLIM, o primeiro apresenta raio de atração igual a aproximadamente o dobro do valor estimado pelo SLIM para o valor de pico de corrente de 5 kA. Já para o valor de pico de corrente de 50 kA os modelos de Rizk e SLIM apresentam raios de atração de aproximadamente 108 m e 78 m, respectivamente, o que corresponde a uma diferença de 38 %.

Como mostrado na Figura 5.6, os modelos apresentam comportamentos semelhantes, com forte dependência do valor de pico da corrente de descarga. Para valores de pico da corrente de descarga na faixa de 16 kA a 80 kA, a curva do raio de atração em função da corrente obtido pelo SLIM fica situada entre as curvas obtidas com os modelos de Rizk, EGM e Deller e Garbagnati.

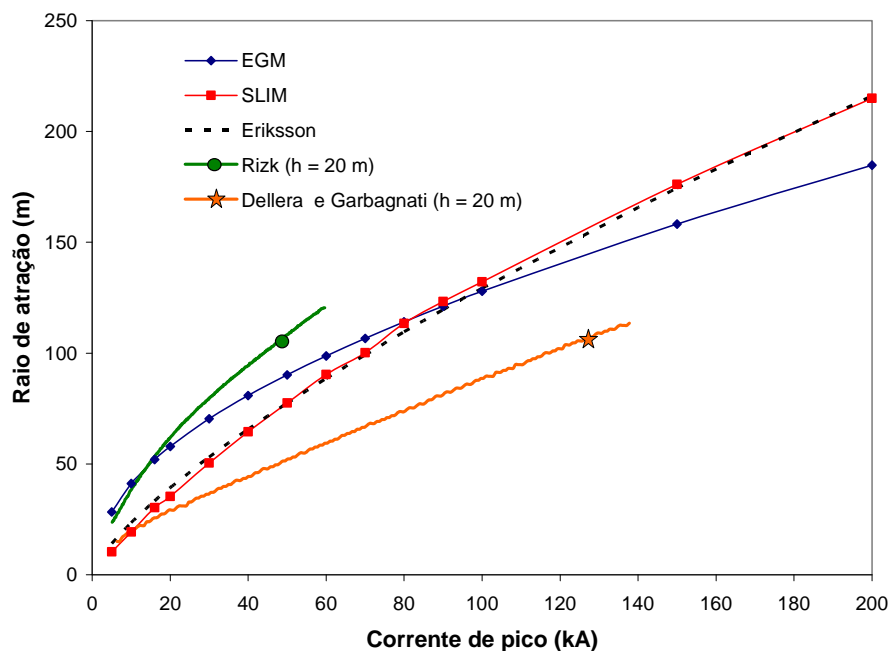


Figura 5.6: Comparação entre as curvas do raio de atração obtidas com o SLIM e com os modelos EGM (IEEE Std. 1243, 1997), de Rizk ($h = 20$ m, Rizk (1989), Figura 2.6b), de Eriksson (ERIKSSON, 1987b) e de Dellera e Garbagnati (mastros com $h = 20$ m, DELLERA e GARBAGNATI, 1990, Figura 2.5) em função do valor de pico da corrente da descarga atmosférica.

Com relação à incidência de descargas em linhas ou estruturas, a distância e o raio de atração também variam com a altura do condutor ou objeto. Assim, a distância e o raio de atração foram calculados para condutor à metade e ao dobro da altura das simulações apresentadas anteriormente, sendo os resultados mostrados na Figura 5.7.

A relação entre as distâncias de atração para os condutores a 22 m e 11 m de altura é de aproximadamente 1,23 na faixa de valores de pico da corrente da descarga de 40 kA a 200 kA. Por outro lado, a relação entre as distâncias de atração para os condutores às alturas de 44 m e 22 m varia bastante conforme o valor de pico da corrente de descarga (I_p). Para valores baixos de I_p (5 kA e 10 kA) observou-se que a distância de atração do condutor a 44 m é aproximadamente 70 % maior que a do condutor a 22 m. Para os valores de I_p iguais a 70 kA e 100 kA, a distância de atração do condutor a 44 m de altura é em média 35 % maior que a do condutor a 22 m. Para valores de I_p iguais a 20 kA e 40 kA essa relação é de aproximadamente 46 %.

Para correntes de pico maiores que 70 kA a relação entre os raios de atração para os condutores a 22 m e 11 m de altura é de aproximadamente 1,33. Com relação aos raios de

atração dos condutores a 44 m e a 22 m, observa-se que o raio de atração do condutor a 44 m é em média aproximadamente 25 % maior que o do condutor a 22 m para correntes com valores de pico superiores a 20 kA.

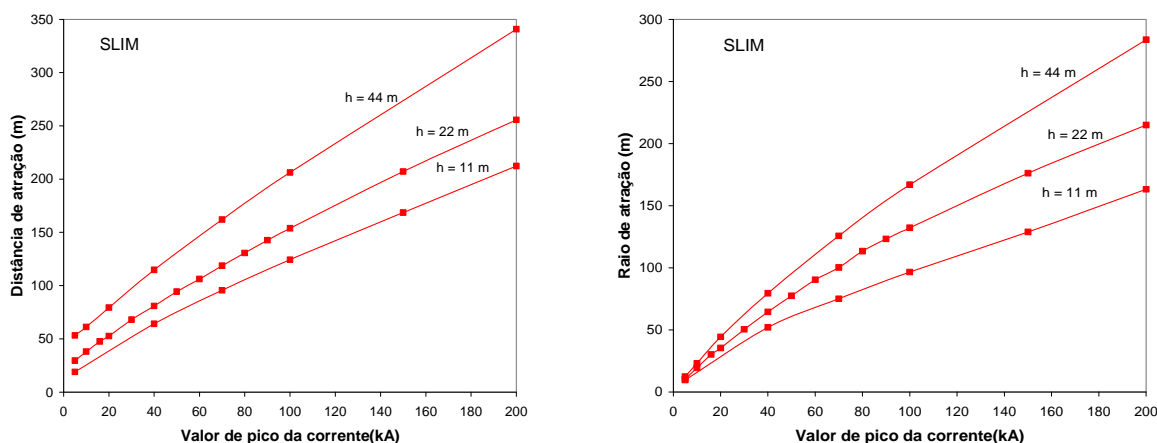
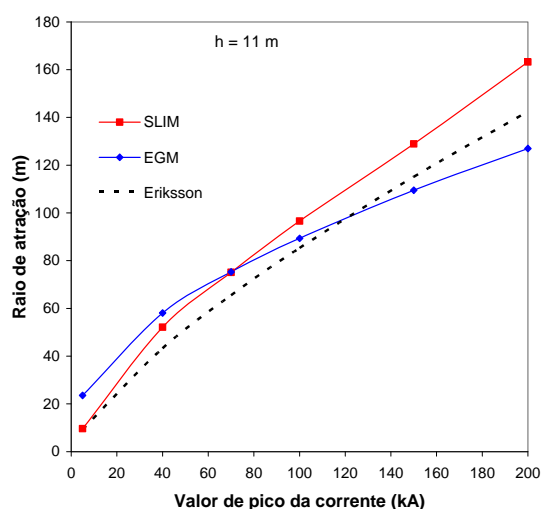


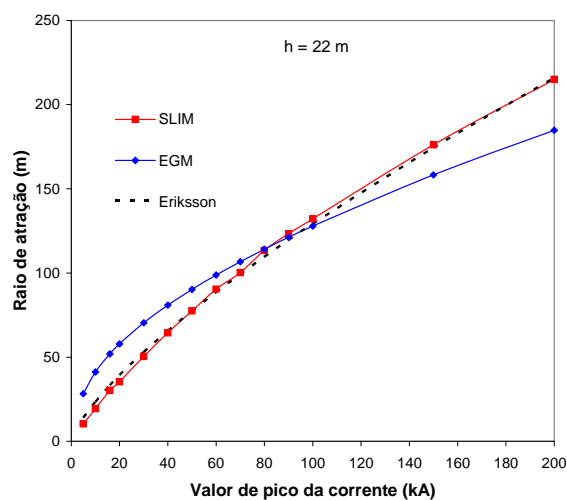
Figura 5.7: Distância e raio de atração estimados pelo modelo SLIM para condutores situados a 11 m, 22 m e 44 m de altura em relação ao solo e em função do valor de pico da corrente da descarga atmosférica.

Os raios de atração obtidos pelo modelo SLIM em função do valor de pico da corrente de descarga para essas duas novas alturas de condutores (11 m e 44 m) também foram comparados com os obtidos pelos modelos EGM e de Eriksson, sendo mostrados na Figura 5.8, juntamente com a comparação relativa ao condutor a 22 m. As curvas dos resultados obtidos com o modelo SLIM para as alturas de 11 m e 44 m apresentam comportamento semelhante ao obtido com $h = 22$ m.

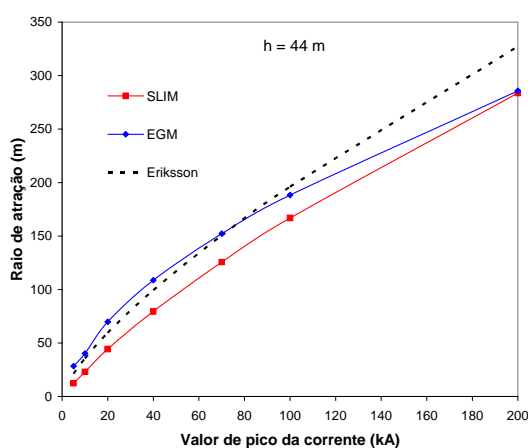
Nota-se que, ao contrário do que ocorreu no caso da altura de $h = 22$ m (Figura 5.5), os raios de atração obtidos com o SLIM diferiram daqueles calculados com o modelo de Eriksson. Os valores correspondentes ao SLIM foram maiores para a altura de 11 m e menores para a altura de 44 m (em relação ao modelo de Eriksson). Tanto para a altura de 11 m como para a de 44 m as diferenças entre os raios de atração dos dois modelos tendem a ser menores para baixos valores de pico da corrente da descarga, aumentando com o aumento da amplitude da corrente. A Figura 5.8 mostra claramente que a grande proximidade entre os resultados dos dois modelos verificada na Figura 5.5 (reproduzida novamente na Figura 5.8) se restringe ao caso do condutor à altura de 22 m.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.8: Comparação do raio de atração obtidos pelos modelos SLIM, EGM (IEEE Std. 1243, 1997), e Eriksson (ERIKSSON, 1987b) em função do valor de pico da corrente de descarga para diferentes alturas do condutor.

a) $h = 11$ m b) $h = 22$ m (Figura 5.3) c) $h = 44$ m

Por sua vez, o modelo EGM tende a apresentar valores de raio de atração maiores em relação ao SLIM para valores mais baixos de corrente da descarga atmosférica, com tendência a inverter esse comportamento a partir de um dado valor de corrente que depende da altura do condutor. Como pode-se observar na Figura 5.8, esse valor tende a aumentar conforme a altura do condutor aumenta.

Como mostrado nas comparações anteriores, existem diferenças significativas entre os valores estimados para o raio e a distância de atração por meio dos modelos considerados. As diferenças entre os resultados podem variar bastante em função da altura do condutor e do valor de pico da corrente da descarga. O uso de um modelo inadequado para o cálculo do raio de atração pode acarretar em custo de proteção maior que o necessário para um determinado projeto. Desta forma a escolha de um modelo mais preciso no cálculo da incidência de descargas atmosféricas na linha é fundamental para que a mesma tenha o desempenho esperado.

5.2. Estimativa da Incidência de Descargas Atmosféricas em Linhas de Transmissão

No trabalho desenvolvido por Ramos (2010) foi analisada a viabilidade do PRE trifásico, cuja instalação é associada a uma linha de 230 kV do sistema de transmissão de Rondônia. Nesse trabalho foram analisados dois sistemas PRE, denominados PRE Samuel - Ariquemes (PRE SMAQ) e PRE Ariquemes - Jaru (PRE AQJR) instalados em trecho da linha de 230 kV da Eletronorte. Os períodos de observação dos sistemas foram de 10,28 anos e de 5 anos para os sistemas PRE SMAQ e PRE AQJR, respectivamente, tendo sido registrados e classificados o número e a duração das interrupções e também o tempo de restabelecimento do sistema para cada interrupção. Neste item o modelo SLIM é usado para o cálculo da incidência de descargas diretas na linha PRE SMAQ e os resultados são comparados com aqueles estimados em Piantini *et al.* (2009).

O trecho de linha PRE a ser analisado (SMAQ) possui aproximadamente 70 km de extensão e passa por região predominantemente plana, possuindo um total de 174 torres. Dessas, 159 são do tipo de suspensão simples, com altura típica de 33 m e dimensões apresentadas na Figura 5.9.

O vão médio entre torres é de 400 m e a altura do cabo PRE no meio do vão é de 16,11 m. Utilizando a Equação 2.2 obtém-se a altura média dos condutores, que é igual a aproximadamente 21,5 m.

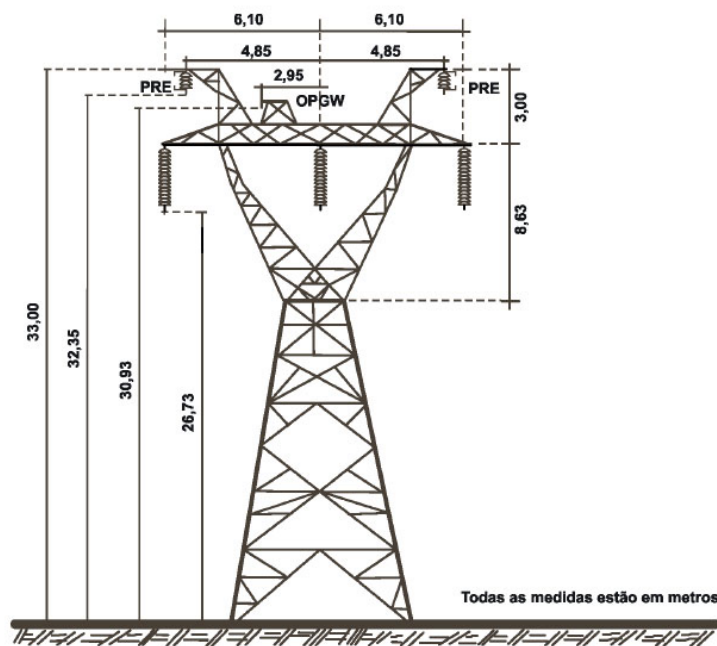


Figura 5.9: Torre típica de 33 metros do sistema PRE no trecho Samuel - Ariquemes. Ramos (2010).

Em Piantini *et al.* (2009) foi utilizado o modelo simplificado recomendado pelo IEEE Std. 1243 (1997) para a estimativa do número de descargas diretas nos sistemas PRE, ou seja, foi considerado o raio de atração médio definido por Eriksson (1987b). Por meio do programa computacional ATP (“Alternative Transients Program”) foi obtida a corrente crítica da descarga atmosférica que causa desligamento no sistema PRE tanto para descargas diretas nos condutores quanto para descargas nas torres. Essa corrente crítica foi determinada considerando o sistema PRE com e sem o cabo OPGW e também considerando ou não o efeito da ionização do solo. Na metodologia apresentada por Silva Neto *et al.* (2009) a linha PRE SMAQ foi dividida em 6 trechos, de acordo com a faixa de valores de resistência de terra das torres obtida por meio de medições em campo. O número estimado de descargas diretas no sistema PRE SMAQ pode ser estimado, segundo recomendação do IEEE Std. 1243 (1997), pela seguinte expressão:

$$N_D = N_g \cdot \frac{(28 \cdot h^{0,6} + b)}{1000} \cdot L \quad (5.1),$$

sendo N_D o número de descargas diretas na linha considerada, N_g a densidade de descargas atmosféricas ao solo (descargas/km²/ano), b a separação entre os condutores (em metros), h a altura da torre em metros e L o comprimento da linha em quilômetros.

A densidade N_g é um parâmetro muito importante nos estudos de proteção de linhas e estruturas contra descargas atmosféricas, uma vez que a incidência de descargas diretas é diretamente proporcional à densidade de descargas atmosféricas ao solo na região do estudo.

Em Ramos (2010) foram realizados estudos de modo a se obter o valor de N_g na região do traçado das linhas de transmissão, tendo sido consultados dados referentes à “Brazilian Lightning Detection Network” (BLDN), apresentados por Albrecht (2008) e também dados do trabalho apresentado por Pinto Jr. *et al.* (2008). Verificou-se grande diferença entre os valores de N_g obtidos para a região do traçado das linhas. Os valores encontrados foram $N_g = 23$ descargas/km²/ano para os dados da BLDN e $N_g = 8$ descargas/km²/ano para os dados obtidos por Pinto Jr. *et al.* (2008). Deve-se levar em consideração o período de tempo pequeno – 5 anos de registro de dados da BLDN - para a determinação de N_g e o fato de que a rede de detecção de descargas utilizada por Pinto Jr. *et al.* (2008) não possui sensores no Estado de Rondônia. Levando também em consideração que a incidência de descargas atmosféricas e desligamentos por elas provocados em sistemas elétricos são diretamente proporcionais ao valor de N_g , adotou-se em Piantini *et al.* (2009) o valor de N_g igual a 10 descargas/km²/ano para o cálculo da incidência de descargas diretas no sistema PRE. O mesmo valor de N_g será adotado neste item. Desta forma, com o método recomendado pelo IEEE (Equação (5.1)), com $L = 70$ km, $b = 9,7$ m e $h = 33,0$ m, obtém-se:

$$N_D = 167 \text{ descargas diretas no sistema PRE ao ano.}$$

A metodologia usada para estimar o número de descargas atmosféricas incidentes no sistema PRE com o modelo SLIM consistiu em determinar os raios de atração da torre e do condutor PRE em função do valor de pico da corrente de descarga. A torre indicada na Figura 5.9 foi modelada conforme mostrado na Figura 5.10. O condutor foi modelado conforme mostrado no item 5.1, porém com altura média igual a aproximadamente 21,5 m. Com isso foram calculadas as áreas de exposição das torres e dos condutores em função do valor de pico da corrente de descarga. Considerando que as curvas obtidas da distância e do raio de atração não sofrem mudanças bruscas em seu traçado e considerando também o elevado tempo de processamento do modelo SLIM, optou-se por realizar os cálculos das distâncias e raios de atração para as correntes de 5 kA, 20 kA, 40 kA, 70 kA, 100 kA e 200 kA. A Tabela 5.1 apresenta os valores obtidos. O raio de atração para os valores de pico da corrente de descarga

intermediários foram estimados por meio de interpolação linear. A título de ilustração, a Figura 5.11 mostra os pontos de “attachment” dos líderes ascendente e descendente para a torre do PRE para correntes com valores de pico iguais a 5 kA e 100 kA.

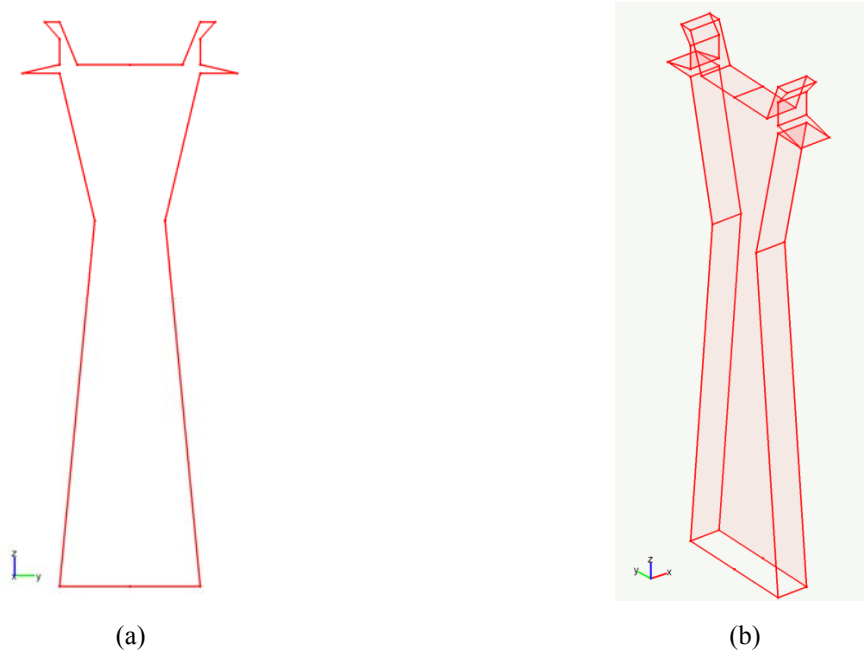


Figura 5.10: Modelagem da torre indicada na Figura 5.9 para cálculo do raio de atração com o modelo SLIM.
a) vista no plano (y,z) b) vista tridimensional (x,y,z)

Tabela 5.1: Distâncias e raios de atração calculados com o modelo SLIM para a torre e condutor do sistema PRE SMAQ.

Valor de pico da corrente (kA)	Torre		Condutor PRE	
	Distância de atração (m)	Raio de Atração (m)	Distância de atração (m)	Raio de Atração (m)
5	40,0	10,0	29,7	10,4
20	65,6	39,0	53,2	36,5
40	95,3	70,0	80,7	64,0
70	141,9	109,6	115,8	99,4
100	175,5	146,7	169,0	131,5
200	290,3	255,0	254,3	216,2

A área de exposição formada pelo raio de atração das torres não deve ser totalmente considerada, uma vez que há uma superposição com a área de atração dos condutores. Para os casos mais frequentes, em que o raio de atração das torres é maior que o raio de atração dos condutores, a área total de exposição a ser considerada é a soma da área não sobreposta $A_{e_{IV}}$ (região IV da Figura 5.12) com a área formada pelo raio de atração dos condutores e sua separação $A_{e_{condutores}}$ (regiões I, II e III da Figura 5.12). Para casos em que raio de atração das torres são menores que o raio de atração dos condutores a área a ser considera é a formada pelas regiões indicadas em I, II e III ($A_{e_{condutores}}$). Para um determinado valor de corrente, a área de exposição da torre não superposta à dos condutores $A_{e_{IV}}$ (região IV) pode ser determinada calculando-se inicialmente a área $A_{e_{setor}}$, que é a área do setor do semicírculo de ângulo α (Figura 5.12):

$$A_{e_{setor}} = A_{II} + A_{IV} \quad (5.2)$$

$$A_{e_{setor}} = \frac{\alpha}{2} \cdot R_{a_{torre}}^2 \quad (5.3).$$

Definindo

$$\beta = \arccos\left(\frac{R_{a_{condutor}}}{R_{a_{torre}}}\right) \quad (5.4) \quad \text{e} \quad \beta = \frac{\alpha}{2} \quad (5.5),$$

obtem-se:

$$A_{II} = R_{a_{condutor}} \cdot \sqrt{R_{a_{torre}}^2 - R_{a_{condutor}}^2} \quad (5.2).$$

Assim, tem-se:

$$A_{IV} = \beta \cdot R_{a_{torre}}^2 - R_{a_{condutor}} \cdot \sqrt{R_{a_{torre}}^2 - R_{a_{condutor}}^2} \quad (5.3).$$

A área formada pelo raio de atração dos condutores, considerando a distância b de separação entre os condutores externos é dada por:

$$A_{e_condutores} = (2.R_{a_condutor} + b)L_{linha} \quad (5.4),$$

sendo L_{linha} o comprimento da linha.

Assim, a área total de exposição do sistema PRE (A_{e_total}) é dada por:

$$A_{e_total} = A_{e_condutores} + 2.A_{IV}.n_{torres} \quad (5.5),$$

ou

$$A_{e_total} = (2.R_{a_condutor} + b)L_{linha} + 2.(\beta.R_{a_torre}^2 - R_{a_condutor} \cdot \sqrt{R_{a_torre}^2 - R_{a_condutor}^2}).n_{torres} \quad (5.6),$$

em que n_{torres} é o número de torres do trecho considerado.

Como os raios de atração dependem do valor de pico da corrente de descarga, a área de exposição total é obtida levando em consideração as probabilidades correspondentes a cada faixa de valores de pico de corrente. Assim, sendo I_{min} e I_{max} os limites inferior e superior assumidos para o valor de pico da corrente da descarga, a área de exposição total é dada por:

$$A_{e_total} = L_{linha} \cdot \int_{I_{min}}^{I_{max}} (2.R_{a_condutor} + b).p(I).dI + 2.n_{torres} \cdot \int_{I_{min2}}^{I_{max}} (\beta.R_{a_torre}^2 - R_{a_condutor} \cdot \sqrt{R_{a_torre}^2 - R_{a_condutor}^2}).p(I).dI \quad (5.7),$$

sendo I_{min2} o valor de pico da corrente a partir do qual o raio de atração das torres é maior que o raio de atração dos condutores e $p(I)$ a probabilidade de ocorrência de descarga com valor de pico da corrente entre I e $(I + 1 \text{ kA})$, ou seja:

$$p(I) = P(I) - P(I + 1) \quad (5.8),$$

podendo $P(I)$ ser aproximada pela Equação 4.4 ou pela Equação 4.5.

O número estimado de descargas diretas no sistema PRE foi calculado através da metodologia descrita anteriormente, considerando os modelos SLIM, EGM e IEEE Std. 1243 (1997) para estimativa do raio de atração. As integrais foram resolvidas numericamente, com passo de integração igual a 1 kA. Os resultados obtidos são apresentados nas Tabelas 5.2 e 5.3 considerando as funções de probabilidade cumulativa de ocorrência do Cigré (ANDERSON, R. B. e ERIKSSON, 1980) e de dados obtidos no Morro do Cachimbo, em Minas Gerais (VISACRO *et al.*, 2004), respectivamente. Na Figura 5.13 são mostradas, para as duas distribuições de valores de pico de corrente, as curvas de probabilidade de ocorrência de descargas com amplitude na faixa de largura igual a 1 kA e valor inicial igual ao indicado no eixo da abscissa. As funções de probabilidade cumulativa das duas distribuições foram aproximadas pelas equações 4.4 e 4.5, respectivamente, para os dados do Cigré (ANDERSON, R. B. e ERIKSSON, 1980) e para os dados obtidos nas medições realizadas no Morro do Cachimbo (VISACRO *et al.*, 2004).

Como mostrado na Tabela 5.2 os valores estimados pelos modelos são significativamente diferentes. Tomando como base o valor estimado de descargas diretas obtido pelo procedimento simplificado recomendado pelo IEEE Std. 1243 (1997) (raio médio de atração), observa-se que o valor estimado com o uso do modelo SLIM adotando-se a curva de distribuição de valores de pico de corrente recomendada pelo Cigré (ANDERSON, R. B. e ERIKSSON, 1980) (Equação (4.4)) é aproximadamente 47 % menor. Os números de descargas diretas calculados com os modelos EGM e de Eriksson, considerando também os dados recomendados pelo Cigré, são aproximadamente 24 % e 37 % menores, respectivamente, que o obtido com o procedimento recomendado pelo IEEE Std. 1243 (1997).

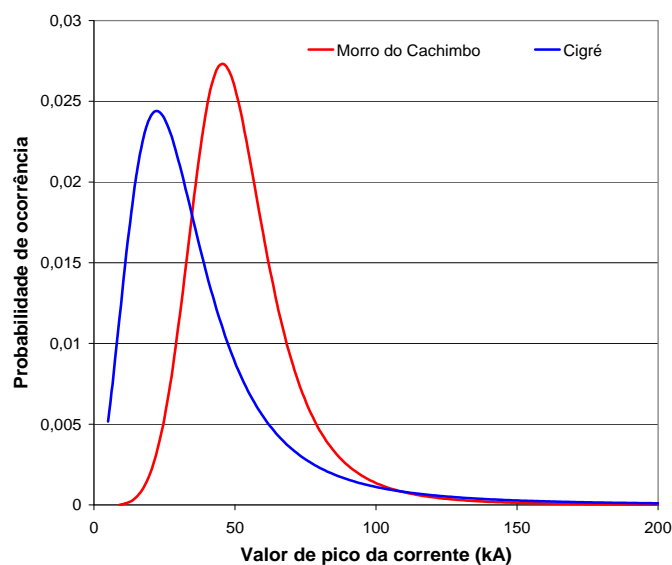


Figura 5.13: Probabilidade de ocorrência de descargas atmosféricas com valor de pico da corrente dentro de uma faixa de 1 kA com amplitude inicial indicada na abscissa.

Tabela 5.2: Número estimado de descargas diretas (N_D) ao ano no sistema PRE no trecho Samuel - Ariquemes (SMAQ) de acordo com diferentes modelos para cálculo do raio de atração. $N_g = 10$ descargas/km²/ano. Curva de distribuição de valores de pico de corrente recomendada pelo Cigré (ANDERSON, R. B. e ERIKSSON, 1980) (Equação (4.4)).

Modelo	N_D Total
IEEE (Equação (5.1))	167
SLIM	88
EGM IEEE Std. 1243 (1997)	127
Eriksson	106

Os valores estimados para o número de descargas diretas no sistema PRE considerando agora a curva de distribuição de valores de pico de correntes obtida no Morro do Cachimbo (VISACRO *et al.*, 2004) (Equação (4.5)) são apresentados na Tabela 5.3. Observa-se que os números de descargas diretas estimados pelo SLIM, pelo EGM e pelo modelo de Eriksson são aproximadamente 34 %, 10 % e 21 % menores, respectivamente, que o número calculado através do procedimento simplificado recomendado pelo IEEE Std. 1243 (1997) (Equação (5.1)).

Tabela 5.3: Número estimado de descargas diretas (N_D) ao ano no sistema PRE no trecho Samuel - Ariquemes (SMAQ) de acordo com diferentes modelos para cálculo do raio de atração. $N_g = 10$ descargas/km²/ano. Curva de distribuição de valores de pico de corrente obtido com dados do Morro do Cachimbo (VISACRO *et al.*, 2004). (Equação (4.5)).

Modelo	N_D Total
IEEE (Equação (5.1))	167
SLIM	110
EGM IEEE Std. 1243 (1997)	151
Eriksson	132

Como mostrado, os resultados apresentaram diferenças significativas, dependendo do modelo utilizado para o cálculo do raio de atração da linha e também da curva de distribuição de valores de pico de corrente utilizada. No caso da utilização de dados de medições de correntes de descargas no Morro do Cachimbo, o número estimado de descargas atmosféricas incidentes no sistema PRE (e em qualquer outro) será maior que no caso da utilização dos dados recomendados pelo Cigré, uma vez que o raio de atração é maior para correntes mais elevadas e o valor médio das correntes medidas no Morro do Cachimbo é maior que aquele relativo aos dados do Cigré.

Na Figura 5.5 foi mostrada a comparação entre os raios de atração previstos pelos modelos SLIM, EGM e de Eriksson para um condutor a 22 m de altura, valor este próximo à altura média dos condutores PRE (21,5 m). Como mostrado na Figura 5.5 o raio de atração de um condutor a 22 m de altura calculado com o modelo SLIM é praticamente igual ao obtido com uso do modelo de Eriksson. Observa-se, contudo, que o número estimado de descargas incidentes no sistema com uso do modelo SLIM não é semelhante ao estimado com uso do modelo de Eriksson. A diferença obtida é explicada pela contribuição das torres no número total de descargas incidentes no sistema, uma vez que o raio de atração das torres calculado com o modelo de Eriksson é maior que o estimado com uso do modelo SLIM, que para essa altura o raio de atração calculado através do SLIM.

Devido à tensão nominal de operação do sistema PRE de Rondônia, 34,5 kV, a grande maioria das descargas diretas nos condutores provoca o desligamento do sistema. As correntes críticas, ou seja, as correntes de descargas que provocam sobretensões superiores à tensão crítica de descarga disruptiva (CFO) do sistema PRE, foram calculadas por Silva Neto *et al.*

(2009), sendo da ordem de 1 kA para descargas nos condutores PRE e de 16,5 kA para descargas nas torres (sem cabo OPGW e considerando valor de resistência de terra igual a 12 Ω). Para valores maiores de resistência de terra das torres, o valor da corrente crítica é menor.

Em Piantini *et al.* (2009), utilizando o modelo recomendado pelo IEEE Std. 1243 (1997), foi calculada a incidência média anual de 167 descargas no sistema PRE SMAQ (considerando a densidade N_g igual a 10 descargas/km²/ano), das quais apenas 3 descargas incidentes nas torres não provocam o desligamento do sistema (com cabo OPGW instalado). Devido ao baixo valor da CFO da cadeia de isoladores do sistema PRE, as sobretensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas também podem ocasionar desligamentos do sistema. No trabalho publicado por Piantini *et al.* (2009) calculou-se, utilizando-se o modelo ERM (PIANTINI e JANISZEWSKI, 1998, 2003, 2004, 2009) o número médio anual de desligamentos do sistema PRE SMAQ devido a descargas indiretas, tendo sido obtidos os números de 33 e 61 desligamentos quando se considera ou não o cabo OPGW, respectivamente.

No período de 10,28 anos em que o sistema PRE SMAQ foi analisado em Ramos (2010), foram estimados 2276 desligamentos no sistema devido a descargas diretas e indiretas, sendo que o número de desligamentos observado devido a descargas atmosféricas foi de 500, ou seja, o número de desligamentos estimado foi aproximadamente 4,5 vezes maior que o observado. Contudo, conforme ressaltado em Ramos (2010), essa comparação não pode ser feita diretamente. Uma possibilidade estudada é a ocorrência de mais de uma descarga atmosférica no PRE por tempestade, com intervalo inferior ao tempo de restabelecimento. Em função da alta densidade de descargas atmosféricas na região, é possível que mais de uma descarga atmosférica incida no sistema PRE durante a mesma tempestade. Entretanto, devido ao tempo de restabelecimento do sistema, que é da ordem de 42 minutos (considerando todos os tipos de interrupção), descargas diretas ocorridas neste intervalo não serão contabilizadas no índice operacional do sistema, uma vez que ele já se encontra desligado. Isso pode explicar em parte a diferença encontrada entre o índice operacional observado e o valor teórico estimado. Outro ponto de incerteza é o valor de N_g na região da linha de transmissão, tendo sido adotado o valor igual a 10 descargas/km²/ano nos cálculos, o que pode não representar fielmente o valor realmente ocorrido ao longo do período do estudo. O uso do modelo SLIM para estimativa do número de descargas diretas no sistema PRE resulta em valores 47 % ou

34 % menores que o estimado pelo procedimento recomendado pelo IEEE Std. 1243 (1997), dependendo da distribuição de valores de pico de corrente considerada (Equação 4.4 ou Equação 4.5, respectivamente). Verifica-se, portanto, a importância do modelo utilizado para estimativa do raio de atração da linha; no caso do sistema PRE, o uso do modelo SLIM tende a diminuir a diferença entre o número estimado de interrupções por descargas atmosféricas e aquele efetivamente observado.

5.3. Análise do Número de Interrupções por Descargas Atmosféricas em Linha de Transmissão

Este item tem por objetivo analisar o desempenho de uma linha de transmissão de 400 kV frente a descargas atmosféricas previsto pelos modelos SLIM, EGM (IEEE Std. 1243 (1997)) e Eriksson (1987ab), discriminando as taxas de falhas causadas por falha de blindagem e por “backflashover”. Os procedimentos para estimativa do número médio anual de falhas de blindagem e de “backflashovers” são aqueles descritos nos itens 4.31 e 4.32. Os cálculos são efetuados considerando-se tanto a curva de distribuição de frequência cumulativa de correntes recomendada pelo Cigré (ANDERSON, R. B. e ERIKSSON, 1980) como aquela relativa aos dados obtidos no Morro do Cachimbo, em Minas Gerais (VISACRO *et al.*, 2004).

Devido à dificuldade de se obter todos os dados necessários para o cálculo do desempenho de uma linha de transmissão real, a análise realizada neste item foi feita considerando uma linha hipotética, com estruturas iguais às estruturas do tipo “A0” citadas no trabalho de Corrales, Martinez e Barragán (2006). As dimensões das torres são apresentadas na Figura 5.14. A linha tem 100 km de comprimento, vão igual a 400 m e está localizada em uma região com densidade N_g de 10 descargas / (km². ano).

Três diferentes valores foram considerados para o módulo da impedância de aterramento das torres: 5 Ω , 10 Ω e 20 Ω . É importante destacar que a representação do sistema de aterramento de linhas de transmissão deve ser feita considerando-se a impedância do sistema, e não a resistência medida em baixa frequência. Uma análise mais precisa do desempenho da linha requer a utilização de um modelo que leve em conta a variação temporal dessa impedância. Entretanto, tendo em vista que o enfoque principal deste item é a análise comparativa dos diferentes modelos, optou-se por utilizar o procedimento simplificado, no qual o valor da impedância de aterramento considerado representa o módulo da impedância a impulso.

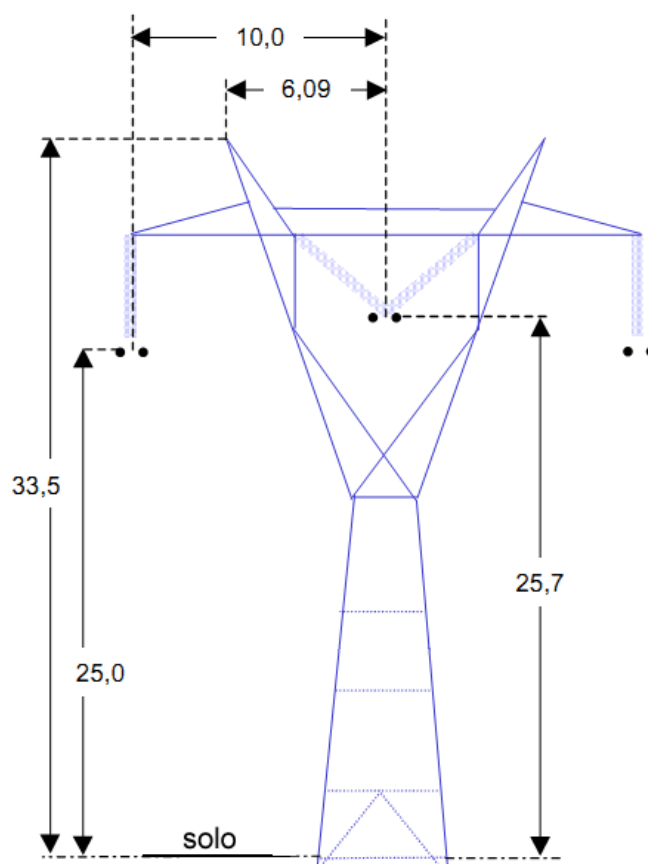


Figura 5.14: Dimensões das torres tipo “A0”. Distância em metros. Ângulo de blindagem igual a 25° . Adaptada de Corrales, Martinez e Barragán (2006).

A metodologia para determinação do número de incidência de descargas diretas na linha (torres ou condutores fase/cabos guarda) com o modelo SLIM foi semelhante à utilizada no item 5.2, que consistiu em determinar as distâncias e os raios de atração da torre – na altura de fixação dos cabos guarda –, das fases e dos cabos guarda (considerando as alturas médias dos condutores). A Figura 5.15 mostra o modelo da torre utilizado nas simulações para cálculo da distância e do raio de atração com o SLIM.

Pelo fato do trabalho apresentado por Corrales, Martinez e Barragán (2006) não apresentar as alturas médias dos condutores no meio do vão, esses valores foram estimados com base na extensiva coletânea de parâmetros e geometria de linhas de transmissão de 345 kV, 500 kV e 765 kV apresentada por Ellert, Miske e Truax Jr. (1987). Assim, foi considerada a altura do condutor fase no meio do vão igual a 12,19 m. Para os cabos guarda a altura considerada foi

19,8 m. As alturas médias dos condutores ao longo do vão, consideradas nas simulações, foram obtidas por meio da Equação 2.12, resultando em 16,5 m para os condutores fase e em 24,4 m para os cabos guarda.

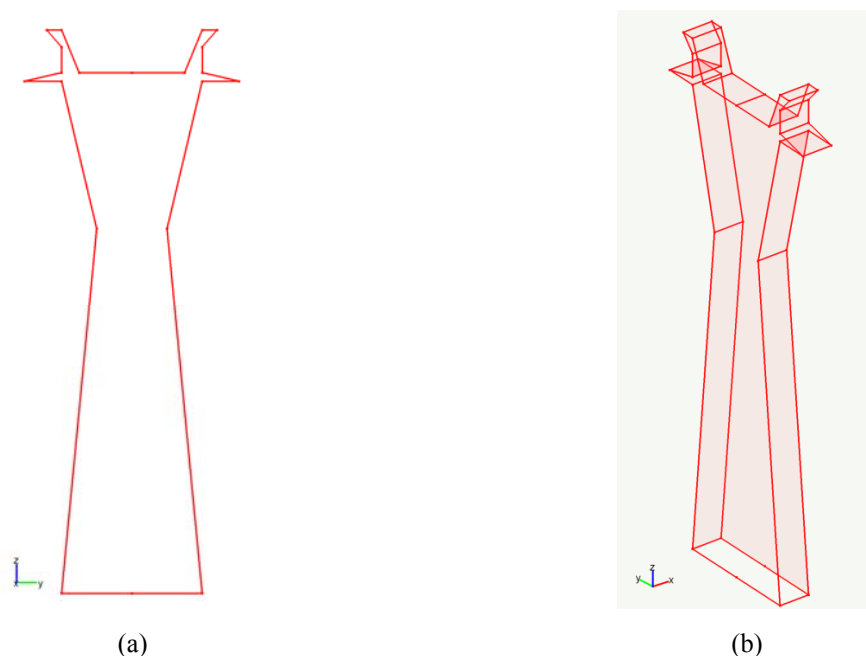


Figura 5.15: Modelo da torre indicada na Figura 5.14 considerado para cálculo do raio de atração com o SLIM.
a) vista no plano (y,z) b) vista tridimensional (x,y,z)

Os valores da distância e do raio de atração das torres foram calculados por meio do modelo SLIM para valores de pico da corrente de descarga iguais a 5 kA, 20 kA, 100 kA e 200 kA, conforme mostrado na Tabela 5.4. No caso dos condutores fase e cabos guarda (considerados nas respectivas alturas médias), as distâncias e os raios de atração foram calculados para valores de pico da corrente de descarga de 5 kA, 20 kA, 40 kA, 100 kA e 200 kA, conforme indicado na Tabela 5.5. Valores intermediários aos calculados com o modelo SLIM foram interpolados linearmente com passo de 1 kA. Os raios de atração dos cabos guarda e dos condutores fase estimados com os modelos SLIM, EGM (IEEE Std. 1243 (1997)) e de Eriksson (1987ab) são mostrados na Figura 5.16. O número total de descargas incidentes na linha foi calculado com base nas áreas de exposição formadas pelos cabos guarda, cabos fase (na ocorrência de falha de blindagem) e na área de exposição das torres não sobrepostas às áreas de atração dos condutores. Os cálculos das distâncias e dos raios de atração com o modelo EGM foram realizados usando o procedimento recomendado pelo IEEE Std. 1243 (1997), sendo utilizadas as equações 2.18 e 2.19. Com relação ao modelo de Eriksson (1987ab), foram utilizadas as equações 2.15 e 2.16 para o cálculo dos raios de atração dos

condutores e estruturas. O cálculo do número de descargas nos condutores fase (falha de blindagem) foi realizado conforme a Equação 4.8.

Tabela 5.4: Distâncias e raios de atração calculados com o modelo SLIM para a torre (Figura 5.14).

Valor de pico da corrente (kA)	Torre	
	Distância de atração (m)	Raio de Atração (m)
5	41,0	16,0
20	65,6	45,1
100	174,8	150,2
200	291,9	260,0

Tabela 5.5: Distâncias e raios de atração calculados com o modelo SLIM para o cabo guarda ($h_v = 24,4$ m) e condutor fase ($h_v = 16,5$ m).

Valor de pico da corrente (kA)	cabo guarda		condutor fase	
	Distância de atração (m)	Raio de Atração (m)	Distância de atração (m)	Raio de Atração (m)
5	32,5	10,4	24,5	10,0
20	55,1	36,1	45,6	34,4
40	84,3	66,5	70,8	60,6
100	156,4	136,9	137,1	113,2
200	263,1	226,5	230,4	187,5

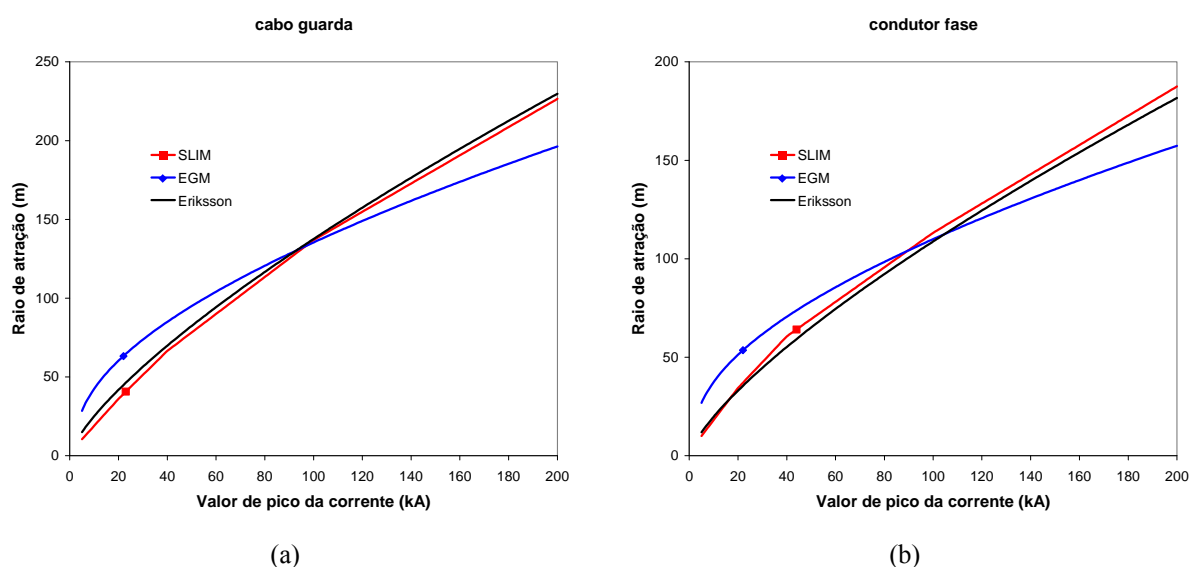


Figura 5.16: Comparação entre os raios de atração obtidos pelos modelos SLIM, EGM (IEEE Std. 1243, 1997) e de Eriksson (ERIKSSON, 1987b) em função do valor de pico da corrente de descarga para o cabo guarda e o condutor fase.

a) cabo guarda (altura média de 24,4 m) b) condutor fase (altura média de 16,5 m)

Para estimar o desempenho de uma linha de transmissão, ou seja, o número médio de interrupções por ano, é necessário verificar quantas das descargas incidentes na linha provocarão disrupção na cadeia de isoladores considerando tanto as falhas de blindagem quanto os “backflashovers”. Para a realização desse cálculo é necessário conhecer as correntes críticas I_c para as seguintes condições:

- descarga atinge o topo da torre ou um dos cabos guarda (no meio do vão), conforme mostrado na Figura 5.17;
- descarga atinge o condutor fase na torre ou no meio do vão, conforme mostrado na Figura 5.18.

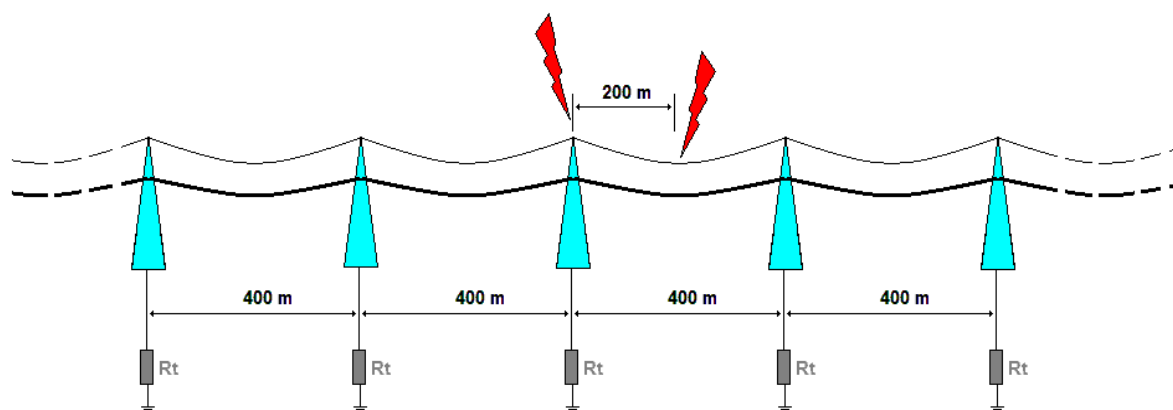


Figura 5.17: Esquema da simulação para a determinação da corrente crítica – descarga na torre ou o cabo guarda.

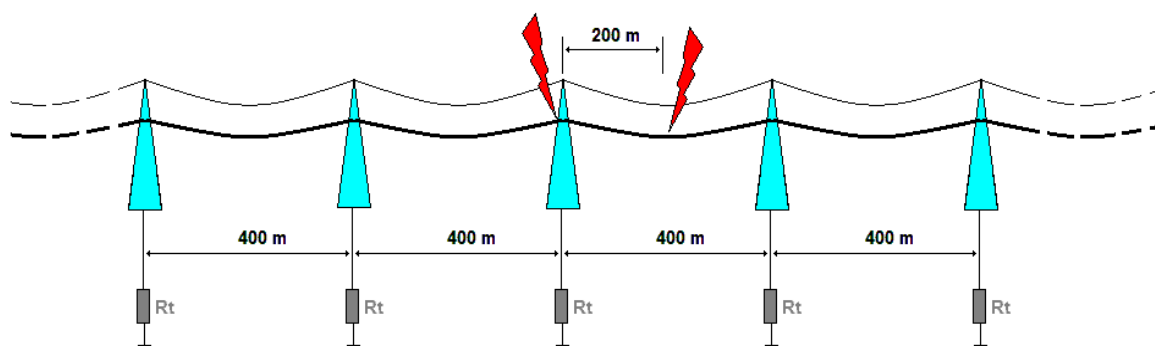


Figura 5.18: Esquema da simulação para a determinação da corrente crítica – descarga na fase.

As correntes críticas em cada condição foram determinadas com o programa computacional ATPDRAW, considerando que:

- os cabos guarda estão conectados às torres;
- a torre é modelada como uma linha de transmissão sem perdas. Como a estrutura é semelhante à considerada em Ramos (2010), adotou-se o mesmo valor da impedância característica, ou seja, 150Ω ;
- o vão é igual a 400 m;
- o cálculo das correntes críticas foram realizados considerando três valores de impedância de aterramento das torres (Z_t): 5Ω , 10Ω e 20Ω ;
- o posicionamento dos condutores é aquele mostrado na Figura 5.19;
- os condutores da linha são modelados com parâmetros distribuídos e variando com a frequência;
- os condutores fase têm raio igual a 1,35 cm e R_{DC} (resistência DC medida a 20°C) igual a $0,0712 \Omega/\text{km}$;
- os cabos guarda têm raio igual a 0,7425 cm e R_{DC} igual a $0,2789 \Omega/\text{km}$;
- o nível básico de isolamento (NBI) dos isoladores é igual a 1300 kV;
- os isoladores são modelados como chaves que se fecham (simulando a ocorrência de uma descarga disruptiva) quando as tensões entre os seus terminais excedem o CFO de 1353 kV^1 ;
- o comprimento da cadeia de isoladores é igual a 3 m;
- a resistividade do solo (ρ) é igual a $500 \Omega.\text{m}$;
- a ionização do solo é considerada de acordo com o procedimento recomendado pelo IEEE Std. 1410 (2010);
- a corrente da descarga tem forma de onda triangular com tempo de frente igual a $2 \mu\text{s}$ e tempo até o zero igual a $160 \mu\text{s}$.

A Tabela 5.6 apresenta as correntes críticas calculadas para os diferentes pontos de incidência das descargas considerados (figuras 5.17 e 5.18) em função do valor da impedância de aterramento das torres. Observa-se que a corrente crítica é baixa (ou seja, tem alta probabilidade de ser excedida) quando da ocorrência de descarga atmosférica no condutor fase, independentemente do valor da impedância de aterramento. Já as correntes críticas para descargas na torre ou no cabo guarda são mais elevadas (acima de 110 kA), possuindo baixas probabilidades de serem excedidas. A tabela mostra também, como esperado, que no caso de descargas na torre ou nos cabos guarda, quanto maior o valor da impedância de aterramento, menor o valor da corrente crítica, ou seja, maior a probabilidade de ocorrer descarga disruptiva na cadeia de isoladores e, conseqüentemente, interrupção na linha.

¹ Estimado conforme a NBR 6936 (1992).

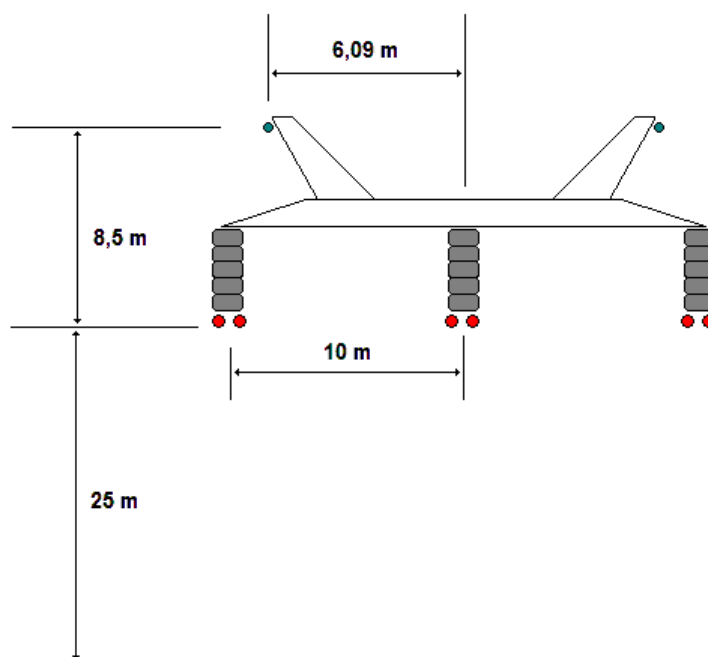


Figura 5.19: Posicionamento dos condutores no topo da torre.

Tabela 5.6: Correntes críticas (I_c) considerando a variação da posição da descarga atmosférica e a influência da impedância de aterramento das torres (Z_t).

Z_t (Ω)	I_c (kA)			
	“Backflashover”		“Flashover” por falha de blindagem	
	Na torre	No cabo guarda (meio do vão)	Na fase, junto à torre	Na fase, no meio do vão
5	184	159	5,8	5,8
10	141	136	5,8	5,8
20	110	112	5,9	5,8

O número de interrupções por “backflashover” depende da corrente crítica do sistema, que por sua vez depende do local de incidência da descarga. A análise realizada considerou duas possibilidades (descargas na torre ou no meio do vão), tendo sido encontradas as correntes críticas para as duas situações, considerando três valores de impedância de aterramento das torres. Para o cálculo do número de interrupções por “backflashover” foi considerado que o efeito das descargas incidentes nos cabos guarda nas proximidades das torres é igual ao das descargas diretas nas torres. Analogamente, as descargas mais próximas ao meio do vão foram consideradas, para efeito de cálculo, como incidentes no meio do vão. Assim,

considerou-se, nesta análise, que 60 % das descargas ocorrem próximas às torres e que 40 % ocorrem próximas ao meio do vão, conforme sugerido por Anderson (1987). Considerou-se ainda que uma descarga disruptiva na cadeia de isoladores (e, portanto, uma interrupção) acontece sempre que a amplitude da corrente da descarga tem amplitude maior ou igual à corrente crítica I_c na situação considerada.

Os números associados ao desempenho da linha de transmissão considerada, calculados de acordo com o SLIM, o EGM (IEEE Std. 1243 (1997)) e o modelo de Eriksson (ERIKSSON, 1987ab), são apresentados nas Tabelas 5.7 e 5.8. Os valores se referem ao comprimento de 100 km e à densidade $N_g = 10$ descargas/(km².ano). A Tabela 5.7 se refere à função de probabilidade cumulativa de ocorrência de valores de pico de corrente recomendada pelo Cigré (ANDERSON, R. B. e ERIKSSON, 1980), enquanto que a Tabela 5.8 se refere aos dados obtidos no Morro do Cachimbo (VISACRO *et al.*, 2004). A seguinte nomenclatura é adotada:

- NS_{total} - número total de descargas na linha / ano;
- NS_{tg} - número de descargas nas torres ou nos cabos guarda / ano;
- SFR - número de descargas nos condutores fase (falha de blindagem) / ano;
- $SFFOR_{+s}$ - número de desligamentos devido a falhas de blindagem / ano (considerando também as interrupções causadas pelos “strokes” subsequentes);
- ND “Backflashover” - número de desligamentos devido a “backflashover” / ano.

Tabela 5.7: Números de descargas diretas e de interrupções por falhas de blindagem e por “backflashover” na linha de 400 kV estimados pelo SLIM, pelo EGM e pelo modelo de Eriksson, considerando a funções de probabilidade cumulativa de ocorrência do Cigré. (100 km de linha, $N_g = 10$ descargas/km²/ano).

Modelo	Falhas de blindagem				ND “Backflashover”		
	NS_{total}	NS_{tg}	SFR	$SFFOR_{+s}$	$Z_t = 5 \Omega$	$Z_t = 10 \Omega$	$Z_t = 20 \Omega$
SLIM	133,68	131,78	1,90	1,89	1,50	2,61	4,64
EGM	170,67	169,48	1,19	1,18	1,93	3,36	5,96
Eriksson	148,78	148,77	0,01	0,01	1,70	2,95	5,23

Tabela 5.8: Números de descargas diretas e de interrupções por falhas de blindagem e por “backflashover” na linha de 400 kV estimados pelo SLIM, pelo EGM e pelo modelo de Eriksson, considerando a funções de probabilidade cumulativa de ocorrência do Morro do Cachimbo. (100 km de linha, $N_g = 10$ descargas/km²/ano).

Modelo	Falhas de blindagem				“Backflashover”		
	NS _{total}	NS _{tg}	SFR	SFFOR _{+s}	Zt = 5 Ω	Zt = 10 Ω	Zt = 20 Ω
SLIM	163,19	162,85	0,34	0,34	0,30	0,81	2,33
EGM	198,02	197,96	0,06	0,06	0,37	0,99	2,83
Eriksson	180,56	180,56	0,00	0,00	0,34	0,90	2,58

Observa-se, com base nos dados mostrados nas Tabelas 5.7 e 5.8, que os valores estimados tanto para a incidência de descargas atmosféricas na linha de transmissão como para os números de interrupções por falha de blindagem e por “backflashover” variam conforme o modelo utilizado para o cálculo da distância e raio de raio de atração. Observam-se também diferenças significativas entre os valores obtidos de acordo com a função considerada para a distribuição de probabilidade cumulativa de ocorrência de valores de pico de corrente. Essas diferenças eram esperadas em razão das observações e análises realizadas nos itens 5.1 e 5.2.

Conforme mostrado na Figura 5.8, o raio de atração calculado com um determinado modelo pode ser maior, igual ou menor que se calculado com outro modelo, dependendo da altura do condutor e do valor de pico da corrente de descarga. Um determinado modelo pode apresentar raio de atração maior que outro para uma faixa de corrente e depois apresentar raio de atração menor para outra faixa de corrente. Para o caso específico da linha de transmissão analisada, o EGM estima raio de atração maior que o SLIM para descargas com valores de pico de corrente até aproximadamente 97 kA, como mostrado na Figura 5.16. Para correntes com maiores amplitudes, o EGM estima valores de raio de atração menores que o SLIM. Considerando que a maioria das descargas atmosféricas apresenta correntes com valores de pico menores que 97 kA, conclui-se que a incidência de descargas atmosféricas nas torres ou nos cabos guarda estimada com o modelo SLIM deve ser menor que aquela estimada com o EGM, o que é confirmado pelos números apresentados nas Tabelas 5.7 e 5.8. Raciocínio idêntico se aplica à comparação entre os valores estimados com os modelos SLIM e de Eriksson, sendo que neste caso as diferenças entre os resultados são menores, como já sugeria a Figura 5.16. Considerando a curva de distribuição de correntes do Cigré, os números de

descargas diretas na linha estimados pelo EGM e pelo modelo de Eriksson são aproximadamente 28 % e 11 % maiores, respectivamente, que o estimado pelo SLIM.

A taxa de falhas de blindagem é dependente, além das alturas dos condutores fase e dos cabos guarda, que variam ao longo da linha, da distância horizontal entre o local de fixação do condutor da fase externa e o cabo guarda mais próximo (distância “a” indicada na Figura 4.12). Conforme discutido no Capítulo 4, dependendo da geometria da linha há uma área de exposição dos condutores fase externos associada à distância D_c (indicada na Figura 4.12), que passa a ser nula para um determinado valor de pico da corrente de descarga (I_{max}). A taxa de falhas de blindagem depende, portanto, dessa distância D_c , que é função da corrente, e da probabilidade de ocorrência de descargas com correntes com amplitudes inferiores a I_{max} . Como a corrente crítica para o caso de descargas nos condutores fase (aproximadamente 5,8 kA) é baixa, a maioria das falhas de blindagem resulta em descargas disruptivas nas cadeias de isoladores. O número de falhas de blindagem estimado pelo SLIM foi superior aos números previstos pelo EGM. Já o número de falhas calculado conforme o modelo de Eriksson foi praticamente igual a zero, uma vez que o valor de I_{max} obtido para esse modelo (6 kA) é muito próximo ao da corrente crítica.

Sendo o raio de atração, para qualquer modelo, altamente dependente do valor da corrente, é natural que tanto as estimativas do número de descargas diretas como do desempenho da linha variem de acordo com a função de probabilidade de ocorrência cumulativa assumida para a corrente da descarga. Assim, sendo o valor mediano da distribuição obtida nas medições realizadas no Morro do Cachimbo (45 kA) aproximadamente 50 % superior ao valor mediano dos dados recomendados pelo Cigré (31 kA), seria de se esperar, em princípio, que números mais críticos fossem obtidos no caso de se adotar a distribuição de correntes do Morro do Cachimbo. Isso de fato ocorre em relação ao número total de descargas diretas que incidem na linha. Entretanto, a comparação entre os dados de desempenho apresentados nas Tabelas 5.7 e 5.8 (colunas “SFFOR+s”, para falhas de blindagem, e “Backflashover”) mostra que a pior situação corresponde ao caso de se considerar a distribuição do Cigré.

Embora tal conclusão possa causar surpresa à primeira vista, a explicação está relacionada aos valores das correntes críticas para a linha considerada. Para que ocorram desligamentos devido a falhas de blindagem a corrente deve ter amplitude na faixa entre o valor da corrente crítica e o valor de I_{max} (descargas com correntes maiores que I_{max} são atraídas para a torre ou

para o cabo guarda). Conforme indicado na Tabela 5.6, o valor da corrente crítica é de aproximadamente 5,8 kA. Já os valores de I_{max} obtidos para o SLIM, o EGM e o modelo de Eriksson são 30 kA, 19 kA e 6 kA, respectivamente. Como mostra a Figura 5.13, a distribuição do Cigré prevê, para os três modelos, maior probabilidade de ocorrência de valores na faixa ($I_c - I_{max}$) em relação à distribuição do Morro do Cachimbo.

Por outro lado, os valores de corrente necessários para causar desligamentos por “backflashover” são elevados, variando, conforme a situação considerada, de 110 kA (descarga na torre, com $Z_t = 20 \Omega$) a 184 kA (descarga na torre, $Z_t = 5 \Omega$). Como mostrado na Figura 5.13, a probabilidade de ocorrência de descargas com correntes superiores a esses valores é maior para a distribuição de probabilidades do Cigré. Para efeito de comparação, embora o número anual previsto de descargas diretas na linha pelo SLIM seja de aproximadamente 134 para a distribuição do Cigré e de 163 para a distribuição do Morro do Cachimbo, a taxa anual total de falhas estimada para a linha com $Z_t = 5 \Omega$ é de 0,64 para a distribuição do Morro do Cachimbo e de 3,39 para a distribuição do Cigré.

O valor da impedância de aterramento das torres tem efeito importante no número de interrupções por “backflashover”, pois as correntes críticas diminuem à medida que Z_t aumenta, aumentando assim a probabilidade de ocorrência de descarga disruptiva e consequentemente o número estimado de interrupções. Tomando como referência a distribuição de correntes do Cigré, o número anual de interrupções por “backflashover” calculado pelo SLIM varia de 1,50 a 4,64 quando Z_t aumenta de 5Ω para 20Ω , resultando em uma variação da taxa total de falhas (isto é, incluindo as interrupções por falha de blindagem) de 3,39 para 6,53. O EGM prevê maior quantidade de falhas devido a “backflashovers”, mas um número menor de falhas de blindagem, resultando em taxas totais de interrupção de 3,11 e 7,14 para $Z_t = 5 \Omega$ e para $Z_t = 20 \Omega$, respectivamente. Desse modo, as diferenças entre as taxas totais de falhas previstas pelos dois modelos variam, para a linha considerada, de 8,2 % ($Z_t = 5 \Omega$) a 9,3 % ($Z_t = 20 \Omega$).

6 CONCLUSÕES

Estima-se que no Brasil as perdas financeiras do setor elétrico devido às descargas atmosféricas sejam da ordem de R\$ 500 milhões por ano. A geração de energia elétrica no país é predominantemente hidráulica e geralmente as fontes de energia são distantes dos centros consumidores, acarretando em linhas de transmissão muito extensas e expostas a descargas atmosféricas. Admite-se em geral que 70 % das interrupções em linhas de transmissão são causadas por descargas atmosféricas. Existem na literatura diversos modelos, com diferentes graus de complexidade, para estimar a incidência de descargas em objetos elevados. Esses modelos, no entanto, levam a diferentes resultados quando utilizados para estimativa do desempenho da linha. Tem-se verificado, mais recentemente, a existência de grandes diferenças entre desempenhos observados em campo de algumas linhas de transmissão e os desempenhos estimados através do EGM, particularmente no que se refere às falhas de blindagem.

O objetivo desta Tese foi avaliar comparativamente os principais modelos para estimativa da incidência de descargas atmosféricas em linhas de transmissão, com destaque para o modelo físico de iniciação do líder ascendente desenvolvido por Becerra e Cooray em 2006, denominado SLIM (“self-consistently interception model”). Este trabalho visou também à aplicação do SLIM para avaliação do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas, discriminando as taxas de falhas causadas por falha de blindagem e por “backflashover”.

Neste trabalho, além do SLIM, foram apresentados os principais modelos para estimativa da distância e raio de atração de linhas e estruturas a descargas atmosféricas, a saber: Deller e Garbagnati, Rizk, Eriksson e o EGM. Maior ênfase foi dada SLIM, validado por Becerra e Cooray através de comparações entre valores de campo elétrico para estabilização do líder calculados e medidos em experimentos utilizando a técnica de descargas provocadas por foguetes.

Inicialmente tomou-se como base de comparação das distâncias e dos raios de atração um condutor situado a 22 m de altura. A distância de atração obtida utilizando-se o EGM é maior

que aquela calculada através do SLIM, principalmente para correntes mais elevadas. Para o valor $I_p = 5$ kA os resultados obtidos com os dois modelos são praticamente iguais, enquanto que no caso de $I_p = 40$ kA a distância de atração obtida pelo modelo EGM é aproximadamente 36 % maior que aquela obtida utilizando-se o modelo SLIM. Em média, para a altura do condutor igual a 22 m o modelo EGM apresenta distância de atração aproximadamente 30 % superior àquela obtida com o SLIM. Em relação ao raio de atração, o modelo SLIM estima valores menores que o modelo EGM para correntes de até aproximadamente 80 kA; ocorrendo o oposto a partir desse valor de corrente. Para essa altura de condutor verificou-se que os raios de atração obtidos com o SLIM e o modelo de Eriksson são praticamente iguais em toda a faixa de valores de corrente de descarga.

Posteriormente o condutor foi considerado nas alturas de 11 m e 44 m em relação ao solo, ou seja, a metade e o dobro da altura inicial. Ao contrário do que ocorreu no caso da altura de $h = 22$ m, os raios de atração obtidos com o SLIM diferiram daqueles calculados com o modelo de Eriksson. Os valores correspondentes ao SLIM foram maiores para a altura de 11 m e menores para a altura de 44 m. Por sua vez, o modelo EGM tende a apresentar valores de raio de atração maiores em relação ao SLIM para valores mais baixos de corrente da descarga atmosférica, com tendência a inverter esse comportamento a partir de um dado valor de corrente que depende da altura do condutor. Esse valor de pico de corrente tende a aumentar conforme a altura do condutor aumenta.

Com relação aos outros modelos de progressão de líderes, verificou-se que o SLIM apresenta valores de raio de atração muito próximos aos obtidos pelo modelo de Deller e Garbagnati apenas para valores de correntes de pico até 10 kA, considerando altura próxima a 20 m. Para correntes com valores de pico acima desse valor, o SLIM resulta em raios de atração maiores que os obtidos pelo modelo de Deller e Garbagnati. Para a altura analisada, os raios de atração obtidos pelo modelo de Rizk são maiores que aqueles obtidos com o SLIM.

Em relação à incidência de descargas atmosféricas na linha PRE SMAQ, em Rondônia, o valor estimado com o uso do SLIM, no qual as torres foram modeladas em 3 dimensões, foi aproximadamente 47 % menor que o obtido com o procedimento simplificado do IEEE Std. 1243 (raio médio de atração), considerando a função de distribuição de probabilidade cumulativa da corrente recomendada pelo Cigré. Os números de descargas diretas calculados com os modelos EGM e de Eriksson, considerando também os dados recomendados pelo

Cigré, foram aproximadamente 24 % e 37 % menores, respectivamente. Porém, considerando a função de probabilidade da corrente ser excedida obtida com base em dados do Morro do Cachimbo, os números de descargas diretas estimados pelo SLIM, pelo EGM e pelo modelo de Eriksson foram aproximadamente 34 %, 10 % e 21 % menores, respectivamente, que o número calculado através do procedimento simplificado do IEEE. Esses resultados destacam a importância da distribuição dos valores de pico da corrente da descarga na estimativa da incidência de descargas atmosféricas em linhas de transmissão.

O desempenho de uma linha de transmissão foi calculado considerando as estimativas de incidência de descargas atmosféricas obtidas pelos modelos SLIM, EGM e Eriksson. Verificou-se para a linha estudada que com uso do modelo SLIM o número de descargas atmosféricas incidentes na linha é aproximadamente 21 % menor que o estimado pelo EGM e 10 % menor que aquele calculado pelo modelo de Eriksson, considerando a distribuição do Cigré para os valores de pico de corrente de descargas. Entretanto, o número de falhas de blindagem estimado pelo SLIM foi superior aos números previstos pelo EGM e pelo modelo de Eriksson. Este último estima taxa praticamente nula de falhas de blindagem, uma vez que o valor de I_{max} é muito próximo ao da corrente crítica.

Tanto as estimativas do número de descargas diretas como do desempenho da linha variam de acordo com a função de probabilidade de ocorrência cumulativa assumida para a corrente da descarga. Assim, sendo o valor mediano da distribuição obtido nas medições realizadas no Morro do Cachimbo (45 kA) aproximadamente 50 % superior ao valor mediano dos dados recomendados pelo Cigré (31 kA), seria de se esperar, em princípio, que números mais críticos fossem obtidos no caso de se adotar a distribuição de correntes do Morro do Cachimbo. Isso de fato ocorre em relação ao número total de descargas diretas que incidem na linha, mas em termos de desempenho a pior situação corresponde ao caso de se considerar a distribuição do Cigré. A explicação está relacionada aos valores das correntes críticas para a linha considerada. Para que ocorram desligamentos devido a falhas de blindagem a amplitude da corrente deve estar na faixa entre o valor da corrente crítica e o valor de I_{max} . A distribuição do Cigré prevê, tanto para o SLIM como para o EGM e para o modelo de Eriksson, maior probabilidade de ocorrência de valores nessa faixa em relação à distribuição do Morro do Cachimbo. Por outro lado, os valores de corrente necessários para causar desligamentos por “backflashover” são elevados, variando, conforme a situação considerada, de 110 kA a 184 kA. A probabilidade de ocorrência de descargas com correntes superiores a esses valores

é maior para a distribuição de probabilidades do Cigré. Para efeito de comparação, embora o número anual previsto de descargas diretas na linha pelo SLIM seja de aproximadamente 134 para a distribuição do Cigré e de 163 para a distribuição do Morro do Cachimbo, a taxa anual total de falhas estimada para a linha com $Z_t = 5 \Omega$ é de 0,64 para a distribuição do Morro do Cachimbo e de 3,39 para a distribuição do Cigré.

As interrupções por “backflashover” são muito importantes no desempenho de uma linha de transmissão, pois representam parcela significativa no número total de interrupções. O valor da impedância de aterramento das torres tem efeito importante no número de interrupções por “backflashover”, pois as correntes críticas diminuem à medida que Z_t aumenta, aumentando assim a probabilidade de ocorrência de descarga disruptiva e conseqüentemente o número estimado de interrupções. Tomando como referência a distribuição de correntes do Cigré, o número anual de interrupções por “backflashover” calculado pelo SLIM variou de 1,50 a 4,64 quando Z_t aumentou de 5Ω para 20Ω , resultando em uma variação da taxa total de falhas da linha de 3,39 para 6,53. O EGM prevê maior quantidade de falhas devido a “backflashovers”, mas um número menor de falhas de blindagem, resultando em taxas totais de interrupção de 3,11 e 7,14 para $Z_t = 5 \Omega$ e para $Z_t = 20 \Omega$, respectivamente. Desse modo, as diferenças entre as taxas totais de falhas previstas pelos dois modelos variaram, para a linha e para os valores de Z_t considerados, de 8,2 % a 9,3 %.

Embora essa variação total não seja tão significativa, é importante ressaltar que as diferenças entre as taxas de falhas estimadas pelos dois modelos foram de aproximadamente 29 % para “backflashovers” (na faixa de valores de Z_t considerada) e de 60 % para falhas de blindagem. Essa é uma forte indicação de que os resultados aparentemente satisfatórios obtidos com o EGM, que se baseia em grandes simplificações do processo físico da descarga, podem ser apenas o resultado de erros que se cancelam a partir das hipóteses adotadas quando da elaboração do modelo, as quais não se justificam dado o conhecimento atual do processo de conexão do canal da descarga a estruturas aterradas. Assim, acredita-se que a sua utilização possa levar a estimativas de desempenho imprecisas, particularmente para o caso de linhas de transmissão com geometrias e tensões de operação diferentes daquelas utilizadas para calibração do modelo.

Como principais contribuições do trabalho destacam-se:

- utilização de um modelo físico de iniciação de líderes (SLIM) recentemente desenvolvido para as estimativas da distância e do raio de atração de descargas atmosféricas em condutores e estruturas aterradas, com enfoque em aplicação em linhas de transmissão. O modelo SLIM foi desenvolvido com base nas informações mais recentes sobre os processos físicos envolvidos na formação das descargas, obtidas com experimentos em laboratório e em campo por meio de descargas atmosféricas iniciadas por foguetes;
- análise comparativa dos principais modelos existentes - SLIM, EGM (IEEE Std. 1243; 1997), de Eriksson (1987ab), Deller e Garbagnati (1990) e de Rizk (1990) - para estimativa da distância e do raio de atração de condutores e estruturas de linhas de transmissão de diferentes alturas para uma faixa de amplitude de corrente de descarga de 5 kA a 200 kA;
- aplicação do modelo SLIM para estimativa da incidência de descargas diretas em uma linha de transmissão real e a comparação com os resultados previstos pelos modelos EGM (completo e simplificado) e de Eriksson, considerando a distribuição dos valores de pico da corrente de descarga recomendada pelo Cigré e a distribuição relativa aos dados obtidos no Morro do Cachimbo, em Minas Gerais. No modelo SLIM foi utilizada modelagem tridimensional da torre típica da linha de transmissão estudada. Os resultados foram também comparados com o número de desligamentos registrados na linha de transmissão. Com uso do modelo SLIM a diferença entre os resultados previstos e aqueles efetivamente ocorridos diminuiu em relação às estimativas realizadas com outros modelos;
- utilização do modelo SLIM no cálculo do desempenho de linha de transmissão de 400 kV frente a descargas atmosféricas, considerando as interrupções por falha de blindagem e “back flashover”. Os resultados obtidos com o modelo SLIM foram comparados com os obtidos pelo modelo EGM e de Eriksson considerando a distribuição dos valores de pico da corrente de descarga recomendada pelo Cigré e a distribuição relativa aos dados obtidos no Morro do Cachimbo.

Como proposta para trabalhos futuros, sugere-se a análise do desempenho de linhas de transmissão com outras configurações e a obtenção de dados de campo confiáveis com os quais os desempenhos previstos pelos diferentes modelos possam ser comparados.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABDEL-SALAM, M.; ABDEL-AZIZ, E. Z. On the calculation of electric field and potential at singularity points in ionized field problems. In: **INDUSTRY APPLICATIONS SOCIETY Annual Meeting**. Piscataway: IEEE, p.1627-1631, 1992. doi: 10.1109/IAS.1992.244242
- AGÊNCIA BRASIL. Queda de raios causa prejuízos anuais de R\$ 500 mil ao setor elétrico. Disponível em: <http://agenciabrasil.ebc.com.br/noticia/2004-12-08/queda-de-raios-causa-prejuizos-anuais-de-r-500-mil-ao-setor-eletrico>. Acesso em: 20 out. 2008.
- AKYUZ, M.; COORAY, V. The Franklin lightning conductor: conditions necessary for the initiation of a connecting leader. **Journal of Electrostatics**, v. 51-52, p. 319-325, 2001.
- ANDERSON, R. B.; ERIKSSON, A. J. A summary of lightning parameters for engineering application. In: **INTERNATIONAL CONFERENCE ON LARGE HIGH VOLTAGE ELETRIC SYSTEMS**, 1980. **Proceedings**. 1980.
- ANDERSON, J. G. Lightning Performance of transmission lines. In: **TRANSMISSION Line Reference Book: 345 kV and Above**. 2.ed. Palo alto: Electric Power Research Institute, 1987, cap. 12, p.545-597.
- ANDERSON, R. B.; ERIKSSON, A. J. Lightning Parameters for Engineering Application, **Electra**, n. 69, p. 65-102, March 1980.
- ANDERSON, R. B. et al. Lightning and thunderstorm parameter. In: **Lightning and Power Systems**. London: IEE Conf. Publ., 1984, n. 236, 5p.
- ANDERSON, R. B. Lightning research: where do we go from here? **Power Engineering Journal**, v. 6, n. 4, 1992, p. 179-190.
- AREVALO, L.; COORAY, V. Influence of multiple upward connecting leaders initiated from the same structure on the lightning attachment process. In: **INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION**, 10, Curitiba, 2009. **Proceedings**. SIPDA. São Paulo: IEE/USP, 2009. p.221-226.
- ARMSTRONG, H. R.; WHITEHEAD, E. R. A lightning stroke pathfinder. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 83, 1964, p. 1223-1227.

ARMSTRONG, H. R.; WHITEHEAD, E. R. Field and analytical studies of transmission line shielding. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v.87, n. 1, 1968, p. 270-279.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6936**: Técnicas de ensaio elétricos de alta-tensão. Rio de Janeiro 1992.

BECERRA, M.; COORAY, V. A simplified physical model to determine the lightning upward connecting leader inception. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 21, n. 2, April, 2006a.

_____. An improved upward leader propagation model. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 28., Kanazawa. **Proceedings. ICLP. Tokyo: IEIE Japan, 2006b.** v. 1 pp. 581-586.

_____. Time dependent evaluation of the lightning upward connecting leader inception, **Journal of Physics D: Applied Physics**, v.39, n.21, p. 4695–4702, 2006c.

_____. A self-consistent upward leader propagation model, **Journal of Physics D: Applied Physics**, v. 39, n.16, p. 3708–3715, 2006d.

_____. Striking Distance of vulnerable points to be struck by lightning in complex structures In: In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 28., Kanazawa. **Proceedings. ICLP. Tokyo: IEIE Japan, 2006e.**

_____. On the velocity of positive connecting leaders associated with negative downward lightning leaders. **Geophysical Research Letters**, v. 35, L02801, 2008, doi:10.1029/2007GL032506.

BECERRA, M. et al. Effect of the space charge layer created by corona at ground level on the inception of upward lightning leaders from tall towers, **Journal of Geophysical Research**, v. 112, 2007, D12205. doi:10.1029/2006JD008308.

BECERRA, M. et al. Lightning attachment to power transmission lines –on the validity of the electrogeometric model. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 29., Uppsala. **Proceedings. ICLP. 2008.**

BECERRA, M.; COORAY, V.; HARTONO, Z.A. Identification of lightning vulnerability points on complex grounded structures, **Journal of Electrostatics**, v. 65, Issue 9, August 2007, pp. 562-570, ISSN 0304-3886, 10.1016/j.elstat.2006.12.003.

BERGER, K.; ANDERSON, R. B.; KRÖNINGER H. Parameter of lightning flashes, **ELECTRA**, n. 41, p.23-37, Jul. 1975.

BERGER, G. Evaluation of various lightning location systems. In INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 8. **Proceedings. SIPDA**, 2005. p. 801-820.

BERNARDI, M. et al. Leader progression model of lightning: Updating of the model on the basis of recent test results. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION , 23. **Proceedings**, 1996. p. 399–407, 1996.

BONDIOU, A.; GALLIMBERTI, I. Theoretical modeling of the development of the positive spark in long gaps, **Journal of Physics D: Applied Physics**, v. 27, n.6, p. 1252-1266, 1994.

BRAZ, C. P.; PIANTINI, A. Analysis of the dielectric behavior of distribution insulators under non-standard lightning impulse voltages. **Latin America Transactions IEEE**, v.9, n.5, p.732-739, sep., 2011, doi: 10.1109/TLA.2011.6030983.

BROWN, G. W.; WHITEHEAD, E. R. Field and analytical studies of transmission line shielding: Part II. **IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems**, v.88, n.5, p. 617-625, 1969.

CARRARA, G.; THIONE, L. Switching surge strength of large air gaps: a physical approach. **IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-95, n. 2, p.512-524, Mar./Apr. 1976.

CHAKRAVORTI, S.; MUKHERJEE, P. K. “A novel ring segment charge for three dimensional electric field calculation by charge simulation method. **J. Inst. Eng. (India)**, v. 72, p. 160–165, 1991.

COORAY, V.; RAKOV, V. A.; THEETHAYI, N. The relationship between the leader charge and the return stroke current—Berger’s data revisited. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 27., Avignon. **Proceedings. ICLP. 2004**

CORRALES, S. A.; MARTINEZ, J. C.; BARRAGÁN, J. L. Analysis of the performance of 400 kV transmission line against lightning. Cigré Session 41, c4-107, 2006.

COUTO, E. C.; DUARTE, J. V.; SOARES, M. R. Análise da taxa de falha de transformadores aéreos de distribuição. **Eletricidade Moderna**, p. 54 – 74, Abr., 1995.

DARVENIZA, M.; POPOLANSKY, F.; WHITEHEAD, E. R. Lightning protection of UHV transmission lines. **Electra**, n.41, p. 39-69, 1975.

DELLALLIBERA, A. A. et al. Brazilian production development of class 2 polymeric surge arresters for transmission line application (TLA). In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 9, Foz do Iguaçu, 2007. **Proceedings. SIPDA**. São Paulo: IEE/USP, 2007. p.268-273.

DELLERA, L.; GARBAGNATI, E. Lightning stroke simulation by means of the leader progression model, Part I: Description of the model and the evaluation of free-standing structures. **IEEE Trans. Power Delivery**, v. 5, p. 2009-2022, 1990a.

_____. Lightning stroke simulation by means of the leader progression model, Part II: Exposure and shielding failure evaluation of overhead lines with assessment of application graphs. **IEEE Trans. Power Delivery**, v. 5, p. 2023-2029, 1990b.

DIENDORFER, G. Lightning Location Systems (LLS). In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 9, Foz do Iguaçu, 2007. **Proceedings. SIPDA**. São Paulo: IEE/USP, 2007.

DUGAN, R. C.; McGRANAGHAN, M. F.; BEATY, H. W. **Electrical Power Systems Quality**. New York: McGraw-Hill, 265 p., 1996.

ELLERT, F. J.; MISKE, S. A.; TRUAX Jr., C. J. Lightning Performance of transmission lines. In: **TRANSMISSION Line Reference Book: 345 kV and Above**. 2.ed. Palo alto: Electric Power Research Institute, 1987, cap. 2, p.11-62.

ERIKSSON, A. J. An improved electrogeometric model for transmission line shielding analysis. **IEEE Trans. Power Delivery**, v. 2, p. 871-886, Jul. 1987a.

_____. The incidence of lightning strikes to power lines. **IEEE Trans. Power Delivery**. v. 2, pp. 859-870, Jul. 1987b.

GALLIMBERTI, I. The mechanism of long spark formation. **J. Physique Coll.**, v.40, C7, Suppl. 7, p. 193-250, 1972.

GALLIMBERTI, I. et al. Fundamental processes in long air gap discharges. **Comptes Rendus Physique**, v. 3, n.10, , p. 1335-1359, Dec. 2002. ISSN 1631-0705, doi: 10.1016/S1631-0705(02)01414-7.

GUEDES, V. T. Redução de sobretensões em cadeias de isoladores da linha de transmissão 230 kV Samuel / Ji-Paraná. In: PAINEL INTEGRADO DA QUALIDADE (PIQ) 9, 2003, Porto Velho. **Anais**. Porto Velho, 2003. 1 CD-ROM.

GILMAN, D. W.; WHITEHEAD, E. R. The mechanism of lightning flashover on high-voltage and extra high voltage transmission lines. **Electra**, n. 27, 1973, p. 65-96.

GOELIAN, N. et al. A simplified model for the simulation of positive-spark development in long air gaps. **Journal Phys. D: Appl.Phys.**, 30, 1997, pp. 2441-2452.

GOLDE, R. H. The frequency of occurrence and the distribution of lightning flashes to transmission lines. **AIEE Transactions** , v. 64, 1964, pp. 902-910, 982-984.

_____. Lightning Conductor. In: _____. **Lightning**. London: Academic Press, 1977. cap. 17, v.2.

HARRIS, D. J.; SALMAN, Y. E. The measurement of lightning characteristics in northern Nigeria, **Journal of Atmospheric and Terrestrial Physics**, 34, 1972, pp. 775-786. doi: 10.1016/0021-9169(72)90110-9.

IEEE WORKING GROUP ON LIGHTNING PERFORMANCE OF TRANSMISSION LINES, A simplified method for estimating lightning performance of transmission lines. **IEEE on Power Apparatus and Systems**, v.104, No. 4, 1985, pp. 919-927

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std. 1159**: IEEE Recommended Practice for monitoring Electric Power Quality, 1995.

_____. **IEEE Std. 1243**: Guide for improving the lightning Performance of Transmission Lines, 1997.

LALANDE, P. et al. Observations and modeling of lightning leaders. **Comptes Rendus Physique**, v.3, n.10, p. 1375-1392, Dec. 2002. ISSN 1631-0705, doi: 10.1016/S1631-0705(02)01413-5.

LALANDE, P. et al. Leader properties determined with triggered lightning techniques. **Journal Geophys. Res.**, v.103, n.D12, p. 14109–14115, 1998. doi:10.1029/97JD02492.

LAROCHE, P.; LALANDE, P.; BONDIOU-CLERGERIE, A. **Modèles de connexion d'un éclair au sol. Vandoeuvre-lès-Nancy** : INIST-CNRS, 2001, 10 p. Report, ONERA-TP - 2001-134.

LOVE, E.R. **Improvements on lightning stroke modeling and applications to the design of EHV and UHV transmission lines**, M. Sc. Thesis, University of Colorado, 1973.

MATA, C. T. **Interaction of lightning with power distribution lines**. 2000. Dissertation (Doctor of Philosophy) - University of Florida, 2000.

MOORE, C. B.; AULICH, G. D.; RISON, W. Measurements of lightning rod responses to nearby strikes. **Geoph. Research Lett**, v. 27, n. 10, p. 1487–1490, 2000.

MOORE, C. B. et al. Lightning Rod Improvement Studies. **Journal of Applied Meteorology**, v. 39, p. 593-609, May. 2000.

NUCCI, C.A.; RACHIDI, F. Lightning-Induced Overvoltages. In: **IEEE Transmission and Distribution Conference**. Panel Session Distribution Lightning Protection. 1999.

OUCHI, K.; KIKUCHI, T.; OZAWA, A. Observation of Lightning at 500-kV Transmission Lines (Part 1). **Electrical Engineering in Japan**, v. 130, n. 2, 2000.

PETROV, N. I.; WATERS, R. T. Determination of the Striking Distance of Lightning to Earthed Structures. *Proceedings: Mathematical and Physical Sciences*, v. 450, n. 1940, p. 589-601, Sep. 1995. Disponível em: <http://www.jstor.org/stable/52774>. Acesso em 20 out. 2008.

PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J.M.; Induced voltages on distribution lines due to lightning discharges on nearby metallic structures. **IEEE Transactions on Magnetics**, v..34, n.5, p.2799-2802, Sep 1998. doi: 10.1109/20.717651.

PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J.M.; The Extended Rusck Model for calculating lightning induced voltages on overhead lines. **Proceedings. SIPDA**, Curitiba, pp. 151-155, Nov. 2003.

PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J.M.; An improved model for lightning induced voltages calculations. **Proc. of IEEE/PES Transmission & Distribution Conference and Exposition, Latin America**, São Paulo, Brazil, pp. 554-559, November 2004.

PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. Lightning-Induced Voltages on Overhead Lines - Application of the Extended Rusck Model. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v.51, n.3, p.548-558, Aug. 2009. doi: 10.1109/TEMPC.2009.2023514.

PIANTINI, A. et al. A Scale Model for the Study of the LEMP Response of Complex Power Distribution Networks. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v..22, n..1, p.710-720, Jan. 2007.doi: 10.1109/TPWRD.2006.881410

PIANTINI, A. et al. Índices típicos de desempenho operacional do sistema PRE. RELATÓRIO QUADRIMESTRAL RQ 002/CICLO3/R1, São Paulo, Junho. 2009.

PIGINI, A. et al. Performance of large air gaps under lightning overvoltages: experimental study and analysis of accuracy of predetermination methods. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 4, n.2, p. 1379–1392, Apr. 1989.

PINTO JR., O. et al. A new methodology to estimate cloud-to-ground lightning flash density in Brazil to support performance analyses of electrical systems. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON GROUNDING AND EARTHING. INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PHYSICS AND EFFECTS, GROUND, 3., Florianópolis, Proceedings. 2008.

POHL DA SILVA, S. et al. Avaliação do desempenho de redes de distribuição frente a descargas atmosféricas. **Eletricidade Moderna**. São Paulo, v.32, n 357, p 86-97, dez 2003.

PRESS, W. H. et al. **Numerical Recipes: the art of scientific computing**. Cambridge: Cambridge Univ. Press, 1986.

RAKOV, V. A.; UMAN, M. A. **Lightning: physics and effects**. Cambridge: Cambridge University Press, 2003.

RAKOV, V. A. Lightning phenomenology and parameters important for lightning protection (Lecture I). In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 9, 2007, Foz do Iguaçu. **Proceedings. SIPDA**. São Paulo, 2007. p.511-530.

RAMOS, J. E. et al. Experiences with the energized shield wire line technology in Brazil. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 9, Foz do Iguaçu, 2007. **Proceedings. SIPDA**. Foz do Iguaçu: IEE/USP, 2007. p.323-328.

RAMOS, J. E. et al. A. The Brazilian Experience in the Use of the Shield Wire line Technology (SWL) for Energy Distribution. **IEEE Latin America Transactions**, v.7, n..6, p.650-656, Dec. 2009. doi: 10.1109/TLA.2009.5419362

RAMOS, J. E. **Universalização da Energia Elétrica através da Tecnologia Cabos Para-Raios Energizados (PRE)**, São Paulo, 2010. 348p. Tese (Doutorado em Ciências) Programa de Pós Graduação em Energia, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

RIZK, F. A model for switching impulse leader inception and breakdown of long air-gaps. **IEEE Trans. Power Delivery**, v. 4, n. 1, p. 596–603, Jan. 1989.

RIZK, F. Modeling of transmission line exposure to direct lightning strokes, **IEEE Trans. Power Delivery**, v. 5, n. 4, p.1983-1997, Nov. 1990.

_____. Modeling of lightning incidence to tall structures Part I: Theory, **IEEE Trans. Power Delivery**, v.9, p. 162–171, 1994a.

_____. Modeling of lightning incidence to tall structures Part II: Application. **IEEE Trans. Power Delivery**, v.9, 172–193, 1994b.

_____. Switching impulse strength of air insulation: Leader inception criterion. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v.4, n. 4, p. 2187-2195, Oct. 1989.

RUSCK, S. Induced lightning over-voltages on power-transmission lines with special reference to the over-voltage protection of low-voltage networks. **Transactions of the Royal Institute of Technology**, n. 120, p.1-118, 1958.

SHIGIHARA, M. **Avaliação de correntes de descargas atmosféricas através de medições diretas em estruturas altas**. São Paulo, 2005, 152p. Dissertação (Mestrado em Energia) - Programa Interunidades de Pós-Graduação em Energia da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2005.

SCHROEDER, M. A. O. **Modelo eletromagnético para descontaminação de ondas de corrente de descargas atmosféricas: aplicação às medidas da Estação do Morro do Cachimbo**. Belo Horizonte, 2001, 232p. Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE), da Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2001.

SILVA, S. P. et al. Lightning performance studies for a 13.8 kV distribution network. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 7., 2003, São Paulo. **Proceedings. SIPDA**. São Paulo: IEE/USP, 2003. p. 137-143.

SILVA NETO, A. et al. Avaliação do desempenho do sistema PRE devido a descargas atmosféricas diretas e caracterização elétrica do solo do Estado de Rondônia (ano 2). RELATÓRIO FINAL RF/CICLO2/R1, São Paulo, Abril. 2009.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S. ;DE CONTI, A. Are Subsequent Strokes Relevant to Transmission Lines Lightning-Related Outages? In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 11.,2011, Fortaleza. **Proceedings.SIPDA**. Piscataway: IEEE, 2011. p. 159-163.

SINGER, H.; STEINBIGLER, H.; WEISS, P. A charge simulation method for the calculation of high voltage fields. **IEEE Trans. Power Apparatus and Systems**, v.93, p. 1660-1668, 1974.

TAKAMI, J.; OKABE, S. Characteristics of direct lightning strokes to phase conductors of UHV transmission lines. **IEEE Trans. Power Delivery**, v. 22, n.1,p. 537-546, 2007.

TARCHINI, J. **Improving the lightning performance of transmission lines: modelling and statistical analysis**. PhD Thesis, University of Bologna, 2002.

THOMSON, E. M. The dependence of lightning return stroke characteristics on latitude. **Geophys. Res.**, 85, n.C2, 1980, pp. 1050–1056. doi: 10.1029/JC085iC02p01050.

UMAN, M. A. **All about lightning**. New York, Dover, 1986.

UMAN, M. A. **The lightning discharge**. Academic Press, Inc. 377 p. 1987.

UMAN, M. A., and D. K. MCLAIN (1969), Magnetic Field of Lightning Return Stroke, **J. Geophys. Res.**, 74, n.28, p. 6899–6910, doi:10.1029/JC074i028p06899.

VISACRO, S. et al. Statistical analysis of lightning current parameters: Measurements at Morro do Cachimbo Station. **Journal of Geophysical Research**, v. 109, n.D01105. doi:10.1029/2003JD003662, 2004.

WAGNER, C. F. Relation between stroke current and the velocity of the return stroke. **IEEE Trans. Power Apparatus and Systems**, v. 82, p. 609-617, 1963.

WILLETT, J. C.; DAVIS, D. A.; LAROCHE, P. An experimental study of positive leaders initiating rocket-triggered lightning. **Atmospheric Research** , 51, p. 189–219, 1999.

WHITEHEAD, E. R. **Survey of the lightning performance of EHV transmission lines.** *Electra*, n. 33, 1974.

WHITEHEAD, E. R. Protection of Transmission Lines. **In:** Golde, R. H. (Ed.). **Lightning.** London: Academic Press, 1977. cap. 22.

YIALIZIS, A.; KUFFEL, E.; ALEXANDER, P. H. An Optimized Charge Simulation Method for the Calculation of High Voltage Fields. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v.97, n.6, p.2434-2440, Nov. 1978. doi: 10.1109/TPAS.1978.354750.

YOKOYAMA, S. et al. Simultaneous Measurement of Lightning Induced Voltages with Associated Stroke Currents. **IEEE Power Engineering Review**, v.3, n.8, p.24-25, Aug. 1983. doi: 10.1109/MPER.1983.5518853.

YOKOYAMA, S. et al. Winter lightning on Japan sea coast – development of measuring system on progressing feature of lightning discharge. **IEEE Trans. Power Delivery**, v. 5, n. 3, p. 1418-1425, 1990.

YOKOYAMA, S. et al. Leader and return stroke velocity measurements using advanced measuring system on progressing feature of lightning discharge (ALPS) **In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, 25., 2000. Proceedings. ICLP, 2000. pp. 66-71.**