



CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS GERAIS

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO JOÃO DEL REI

DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**MODELAGEM DE ESTRUTURAS CROSS-ROPE PARA ESTUDO
DE DESEMPENHO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO FRENTE A
DESCARGAS ATMOSFÉRICAS**

Daniel Guedes Pechir

Belo Horizonte

Julho de 2020



MODELAGEM DE ESTRUTURAS CROSS-ROPE PARA ESTUDO DE DESEMPENHO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO FRENTE A DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

Daniel Guedes Pechir

Texto da Dissertação de Mestrado submetida à banca examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica - PPGEL, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Sistema Elétricos

Linha de Pesquisa: Eletromagnetismo Aplicado

Orientador: Prof. Dr. Rafael Silva Alipio
Coorientador: Prof. Dr. Miguel de Brito Guimarães Neto

Belo Horizonte

Julho de 2020

(FOLHA DE APROVAÇÃO)

P365m Pechir, Daniel Guedes
Modelagem de estruturas cross-rope para estudo de desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas / Daniel Guedes Pechir. – 2020.
66 f.: il., gráfs, tabs., fotos.

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica em associação ampla entre a UFSJ e o CEFET-MG.
Orientador: Rafael Silva Alípio.
Coorientador: Miguel de Brito Guimarães Neto.
Dissertação (mestrado) – Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais.

1. Linhas elétricas – Teses. 2. Energia elétrica – Transmissão – Teses. 3. Raio – Teses. 4. Impedância (Eletricidade) – Metodologia – Teses.
I. Alípio, Rafael Silva. II. Guimarães Neto, Miguel de Brito. III. Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais. IV. Universidade Federal de São João del-Rei. V. Título.

CDD 621.3192

AGRADECIMENTOS

A Deus por ter me dado saúde e força para superar as dificuldades e por me permitir concretizar mais esta etapa na minha vida pessoal e profissional.

Aos meus pais que, mesmo distante, acreditaram na minha capacidade e me incentivaram a continuar nesta caminhada. Aos meus irmãos pelo companheirismo e solidariedade, que me fizeram acreditar que poderia concluir este desafio. Aos colegas da Tractebel onde este trabalho começou, e aos colegas da Power Energie pelos ensinamentos sobre linhas de transmissão.

Gostaria de agradecer imensamente ao meu orientador, Professor e Doutor Rafael Alípio, por toda paciência, dedicação e sabedoria com que sempre me orientou neste trabalho. Um agradecimento especial também ao Coorientador Professor e Doutor Miguel Guimarães por ter contribuído e enriquecido este trabalho.

Por fim, gostaria de agradecer a todos os colegas da Pós Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL) do CEFET-MG que, de forma direta ou indireta contribuíram para elaboração deste trabalho.

“A cada dia que vivo, mais me convenço de que o desperdício da vida está no amor que não damos, nas forças que não usamos, na prudência egoísta que nada arrisca, e que, esquivando-se do sofrimento, perdemos também a felicidade.”

- Carlos Drummond de Andrade

RESUMO

O projeto de torres de Linhas de Transmissão (LTs) de Potência Natural Elevada (LPNE ou HSIL, do inglês *High Surge Impedance Loading*) possui relevância no contexto atual dos Sistemas Elétricos de Potência, tendo em vista a capacidade desse tipo de linha de transportar grandes blocos de potência. O cálculo do desempenho esperado de tais LTs frente à incidência de descargas atmosféricas compreende um importante estágio da fase de projeto. Os *softwares* utilizados para a realização desse cálculo fazem uso de abordagens muito simplificadas, que podem resultar em estimativas de desligamentos não realísticas. Nesse contexto, esta dissertação de mestrado apresenta uma metodologia presumidamente mais apurada para a realização do cálculo de desempenho de uma LPNE de 500 kV que vem sendo bastante utilizada nas linhas de transmissão brasileiras, cujas torres são do tipo estaiada *Cross-Rope*. A metodologia proposta, até então inédita, compreende a modelagem da estrutura da torre estaiada, considerando adequadamente as impedâncias de surto associadas aos mastros, estais e cabos de sustentação. Ademais, o aterramento também é modelado de maneira rigorosa, a partir da aplicação do já consolidado modelo multiportas de banda larga. As simulações dos transitórios eletromagnéticos envolvidos na incidência de descargas na linha foram realizadas diretamente em plataformas do tipo ATP/EMTP, considerando, inclusive, a tensão de operação em 60 Hz. Os resultados encontrados demonstraram que a LT considerada apresenta desempenho frente a descargas atmosféricas satisfatório, dentro das restrições impostas pelo ONS – Operador Nacional do Sistema, desde que o sistema de aterramento seja adequadamente modelado. A perspectiva de aplicação prática mais imediata dos resultados encontrados está na definição mais adequada, do ponto de vista de engenharia, da fase do aterramento a ser utilizada, sem envolver super dimensionamento dos cabos contrapesos a serem utilizados.

ABSTRACT

When it comes to the tower design of High Surge Impedance Loading Transmission Lines (HSIL TL), lightning performance is a critical issue. The estimated performance of the lines is usually obtained by means of software, such as the IEEE FLASH, whose calculation methods involve massive simplifications that provide non-realistic results in a great deal of situations. In this context, this work proposes a new methodology to calculate the lightning performance of a 500-kV HSIL Transmission Line composed mainly by *Cross-Rope* Guyed Towers. As far as the authors are concerned, this refined methodology is a novel approach for this kind of transmission towers. Overall, the work comprises a physically consistent modelling of the tower, which considers the surge impedances of the masts, guy wires and suspension cable. Moreover, the tower footing grounding system is modelled rigorously, according to the well-known wideband passive multiport model. The electromagnetic transients associated to lightning strikes to the line have been simulated in ATP/EMTP Platform. In addition, the effect of the operating voltage in 60 Hz has also been considered. The results showed that this specific line presents a lightning performance within the constraints imposed by the Brazilian regulatory agency, ONS (Operador Nacional do Sistema), once the adequate grounding system model is chosen. From the practical engineering point of view, this work presents a straightforward application perspective in the sense of choosing the most suitable length of the grounding system counterpoise wires, without oversizing them.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivo	3
1.2	Organização do texto	3
2	ANÁLISE DE SOBRETENSÕES ATMOSFÉRICAS EM PLATAFORMAS DO TIPO ATP/EMTP	5
2.1	Introdução	5
2.2	Incidência direta de descargas atmosféricas em torres e cabos de blindagem e fenômenos de <i>backflashover</i>	5
2.3	Representação da corrente de descarga atmosférica.....	8
2.4	Modelagem da linha de transmissão.....	12
2.5	Modelagem da torre.....	13
2.6	Determinação da ruptura do isolamento	16
2.7	Modelagem do aterramento de pé de torre	18
2.8	Considerações finais	21
3	CASO BASE E MODELAGENS ADOTADAS	22
3.1	Introdução	22
3.2	Breve descrição do caso em estudo	22
3.3	Modelagem da corrente de descarga atmosférica	23
3.4	Modelagem dos condutores e cabos da linha de transmissão	24
3.5	Modelagem da torre de transmissão	25
3.6	Modelagem dos isoladores.....	30
3.7	Modelagem do sistema de aterramento.....	31
3.7.1	Modelagem eletromagnética do sistema de aterramento.....	32
3.7.2	Ajuste da resposta em frequência do aterramento	34
3.7.3	Escolha das fases de aterramento	36
3.7.4	Sumário das modelagens e circuito de simulação no ATP.....	40
4	RESULTADOS	41
4.1	Introdução	41
4.2	Sobretensões típicas nas cadeias de isoladores	41
4.3	Cálculo do desempenho da linha de transmissão.....	45
4.3.1	<i>Comparação entre as sobretensões considerando a representação do aterramento de banda larga e de baixa frequência</i>	45
4.3.2	<i>Determinação da corrente crítica por resistividade</i>	47

4.3.3	<i>Determinação da área de exposição da linha e do número de desligamentos por backflashover para cada resistividade</i>	49
4.3.4	<i>Determinação do número de desligamentos por backflashover considerando-se a variação da resistividade do solo ao longo do percurso da linha</i>	52
4.4	Discussão e aspectos práticos	54
4.5	Considerações finais	56
5	CONCLUSÃO E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE	57
6	REFERÊNCIAS	59

1 INTRODUÇÃO

A necessidade de se transmitirem grandes quantidades de energia elétrica através de terrenos com topografia restrita, ditada por pressões ambientais ou por restrições financeiras, tem exercido pressão sobre as transmissoras para projetar linhas de transmissão (LTs) com capacidade de transporte de grande quantidade de potência [1]. Devido a essa preocupação, atualmente muita atenção está sendo dada para projeto de torres a serem utilizadas em linhas aéreas com maior capacidade de potência, também conhecidas como “Linhas de Potência Natural Elevada – LPNE” (ou HSIL do inglês *High Surge Impedance Loading*) [2]. Diante desse contexto, a busca por recursos, tecnologias e novas técnicas de transmissão tem se tornado um grande desafio para as várias empresas do setor elétrico, a fim de se aliarem economia de custos, confiabilidade e sustentabilidade diante das questões ambientais. No caso do Brasil em especial, a necessidade de transmissão de valores elevados de potência vem solicitando linhas com SIL elevado nos grandes projetos do sistema de transmissão.

A Figura 1.1 ilustra um tipo de torre de 500 kV que vem sendo bastante utilizada nas linhas de transmissão brasileiras de SIL elevado, chamada torre estaiada *Cross-Rope*. Essa torre é constituída de dois mastros treliçados e estaiados, separados na base e interligados na parte superior por meio de um cabo de aço auxiliar de montagem e do cabo de aço *Cross-Rope* que é utilizado para a sustentação das três fases [3], [4].

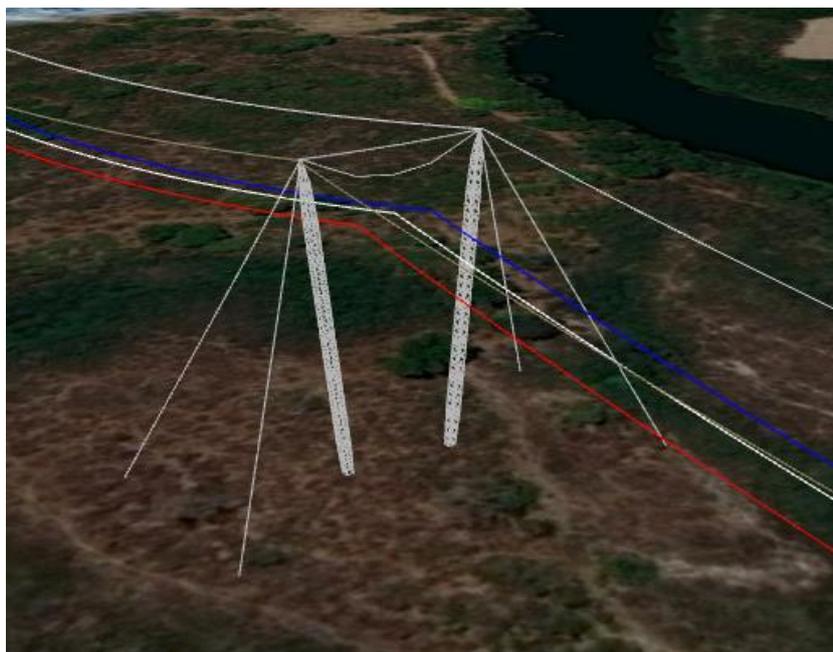


Figura 1.1 – Croqui da torre estaiada de 500 kV *Cross-Rope*.

Um dos estudos associados ao projeto e à concepção de uma linha de transmissão corresponde à avaliação do desempenho frente a descargas atmosféricas. Do ponto de vista da qualidade de transmissão de energia elétrica, a duração de uma interrupção e a frequência com que ela ocorre são aspectos que merecem muita atenção. De acordo com [5], para linhas de transmissão com nível de tensão de 500 kV, o número de desligamentos por 100 km por ano causados por descargas atmosféricas deve ser menor ou igual 1.

Tendo em vista a necessidade de se avaliar o desempenho de LTs frente a descargas atmosféricas durante a concepção dos seus respectivos projetos, atualmente, os estudos de desempenho de linhas com a presença de torres *Cross-Rope* têm sido realizados em plataformas que envolvem algumas simplificações relevantes, com destaque para a plataforma IEEE FLASH [6]. Nesses estudos, modela-se, por exemplo, de forma simplificada, a torre de transmissão, uma vez que o IEEE FLASH não dispõe de modelos específicos para a geometria da *Cross-Rope*. Ademais, o aterramento é representado de forma simplificada por sua resistência de baixa frequência. De acordo com [7], dada a complexidade do sistema de aterramento da *Cross-Rope* que apresenta seis pontos de injeção de corrente, a resposta do aterramento de pé de torre a correntes impulsivas pode ser bastante distinta daquela frente a correntes de baixa frequência.

Com o intuito de se avaliarem as sobretensões transitórias decorrentes da incidência de descargas atmosféricas, as simulações em plataformas do tipo ATP/EMTP desempenham um papel bastante relevante, com destaque para as análises no domínio do tempo. Podem ser encontrados na literatura inúmeros trabalhos de elevada qualidade que fazem uso de plataformas do tipo ATP/EMTP para análise do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas e/ou para realização de análises de sensibilidade com o intuito de definição de práticas eficazes de proteção, por exemplo, em [8]–[11]. Até onde vai o conhecimento do autor dessa dissertação, e até a data de sua apresentação, não são encontrados, na literatura, trabalhos que abordam a avaliação do desempenho de linhas de SIL elevado com a presença da torre *Cross-Rope* em plataformas do tipo ATP/EMTP.

Diante do exposto, este trabalho de mestrado tem o objetivo principal de modelar uma linha de SIL elevado, com torres do tipo *Cross-Rope*, para avaliação de seu desempenho frente a descargas atmosféricas. Foca-se neste trabalho no fenômeno de backflashover, associado a incidência de descargas diretamente na torre e nos cabos de

blindagem; o fenômeno de falha de blindagem não é abordado. Espera-se que os resultados obtidos neste trabalho possam subsidiar a realização de estudos mais apurados do desempenho frente a descarga de LTs deste tipo e, conseqüentemente, a definição de práticas de proteção mais eficazes e econômicas.

1.1 Objetivo

O presente trabalho tem como objetivo principal modelar e simular uma linha de SIL elevado em plataforma do tipo ATP/EMTP para avaliação do seu desempenho frente a descargas atmosféricas. Para isso, são considerados os seguintes objetivos específicos:

- Modelagem da estrutura *Cross-Rope*, considerando adequadamente as impedâncias de surto associadas aos mastros, estais e cabos de sustentação para simulação de transitórios de origem atmosférica em plataformas do tipo ATP/EMTP;
- Estabelecimento de um modelo multiportas e de banda larga para o sistema de aterramento, que possa ser facilmente incorporado em plataformas do tipo ATP/EMPT;
- Estudos das sobretensões de origem atmosférica em uma linha de SIL elevado, considerando diferentes situações e resistividades de solo;
- Avaliação do número de desligamentos da linha de SIL elevado em estudo, considerando diferentes distribuições de resistividade ao longo de sua rota.

1.2 Organização do texto

Este trabalho está organizado em cinco capítulos, incluindo este introdutório.

No capítulo 2, o fenômeno de *backflashover* é sucintamente descrito, bem como os principais elementos do sistema de transmissão são representados em plataformas do tipo ATP/EMPT para estudos de desempenho frente a descarga, quais sejam, linha de transmissão, torres, sistema de aterramento, cadeia de isoladores, além da própria corrente impulsiva de descargas atmosféricas.

No capítulo 3, o sistema de transmissão de SIL elevado em questão é apresentado e as modelagens adotadas para os seus componentes detalhada. Uma discussão

comparativa detalhada do comportamento impulsivo e de baixa frequência do sistema de aterramento de pé de torre também é apresentada.

No capítulo 4, as formas de onda típicas de sobretensões atmosféricas simuladas são apresentadas e discutidas. Compara-se o desempenho da linha, em termos das correntes críticas e do número de desligamentos, considerando-se uma ampla gama de valores de resistividade e duas representações do aterramento: por sua resistência de baixa frequência e seu comportamento dependente da frequência. Também é apresentado o número de desligamentos esperado para diferentes distribuições de resistividade.

O capítulo 5 apresenta as conclusões desta dissertação e as propostas de continuidade.

2 ANÁLISE DE SOBRETENSÕES ATMOSFÉRICAS EM PLATAFORMAS DO TIPO ATP/EMTP

2.1 Introdução

Plataformas de cálculo de transitórios no domínio do tempo, tais como ATP, EMTP-RV e PSCAD, são amplamente utilizadas na avaliação de sobretensões atmosféricas em linhas de transmissão. O extenso uso dessas ferramentas decorre, principalmente, do fato de elas possuírem já implementados uma série de componentes típicos do sistema elétrico. Além disso, permitem a inclusão com certa facilidade de outros elementos e/ou fenômenos que não estão implementados como, por exemplo, o comportamento dependente da frequência do aterramento de pé de torre de linhas de transmissão e a ruptura do isolamento.

Nesse contexto, o presente capítulo apresenta, inicialmente, uma breve descrição do fenômeno de interação direta de descargas atmosféricas e linhas de transmissão, com ênfase no fenômeno de *backflashover*. Adicionalmente, é apresentada uma revisão bibliográfica acerca da modelagem de sistemas de transmissão para simulação de transitórios de origem atmosférica em plataformas do tipo ATP/EMTP.

2.2 Incidência direta de descargas atmosféricas em torres e cabos de blindagem e fenômenos de *backflashover*

Fundamentalmente, o desligamento de linhas de transmissão devido a descargas atmosféricas pode decorrer de dois tipos de eventos: a incidência direta nos cabos fase e a incidência nos cabos de blindagem ou nas torres [6]. Este trabalho dedica-se ao segundo tipo de ocorrência, que pode levar à ruptura do isolamento pelo mecanismo conhecido como *backflashover*.

Para compreensão do mecanismo de *backflashover*, seja um exemplo simples e que possa ser facilmente reproduzido em plataformas do tipo ATP/EMTP, de incidência de uma descarga atmosférica no topo da torre (altura de 30 m) de uma linha de transmissão com um cabo de blindagem. Considere-se a corrente representada por uma função do tipo rampa, cujo tempo de frente seja de 5 μ s e amplitude de 1 kA. As reflexões advindas de vãos adjacentes são desconsideradas e o aterramento é representado, de forma simplificada, por uma resistência concentrada R_T . O sistema simulado, com finalidade puramente didática, está mostrado na Figura 2.1.

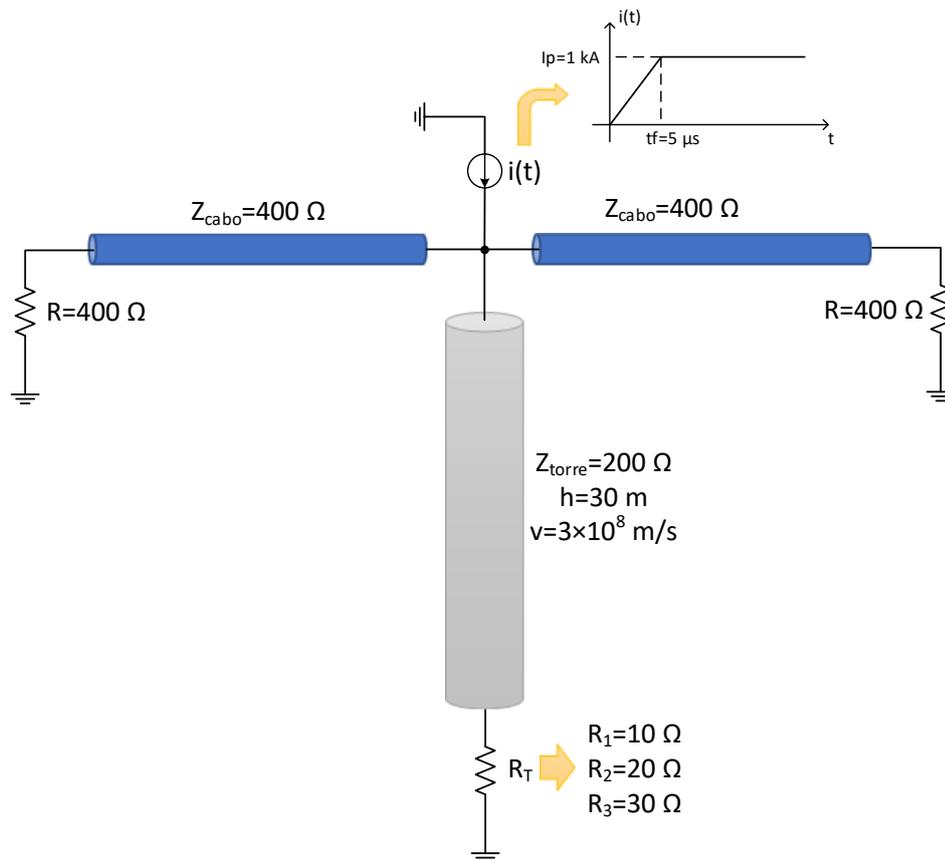


Figura 2.1– Exemplo de incidência de uma descarga atmosférica no topo da torre (altura de 30 m) de uma linha de transmissão com um cabo de blindagem.

Quando a descarga incide no topo da torre, parte da corrente é conduzida para os cabos de blindagem e parte desce pela torre em direção ao sistema de aterramento. A divisão da corrente depende, essencialmente, das impedâncias de surto dos cabos de blindagem e da torre de transmissão. À corrente que se propaga pela torre em direção ao aterramento tem-se associada uma onda de tensão, cuja amplitude é dada, aproximadamente, pelo produto entre a impedância de surto da torre e a amplitude da onda de corrente. Essa tensão, que é aplicada às cadeias de isoladores que sustentam os cabos fase e os mantem presos à estrutura, pode provocar a ruptura do isolamento, dependendo de suas características de suportabilidade. Ao chegar à base da torre, parte da onda de tensão é refratada para o sistema de aterramento e parte é refletida, sendo o coeficiente de reflexão $\Gamma = (R_T - Z_{torre}) / (R_T + Z_{torre})$, em que Z_{torre} é a impedância de surto da torre. Assumindo $R_T < Z_{torre}$, tem-se uma onda refletida negativa que, ao chegar ao topo da torre, interfere com a onda incidente e provoca uma redução da taxa de crescimento da onda de tensão total (onda incidente + onda refletida).

A Figura 2.2 ilustra, para o caso hipotético em questão e para as premissas apresentadas, a tensão (em kV para injeção de uma rampa de corrente cuja amplitude é 1 kA, ou simplesmente em kV/kA) resultante no topo da torre. Na realidade, o parâmetro determinante na ruptura do isolamento é a sobretensão resultante na cadeia de isoladores. Por outro lado, verifica-se que existe uma relação praticamente proporcional entre as sobretensões desenvolvidas na cadeia de isoladores e no topo da torre. Assim, com o objetivo de se simplificar a exposição dos aspectos básicos relativos ao *backflashover*, optou-se por considerar a sobretensão estabelecida no topo da torre.

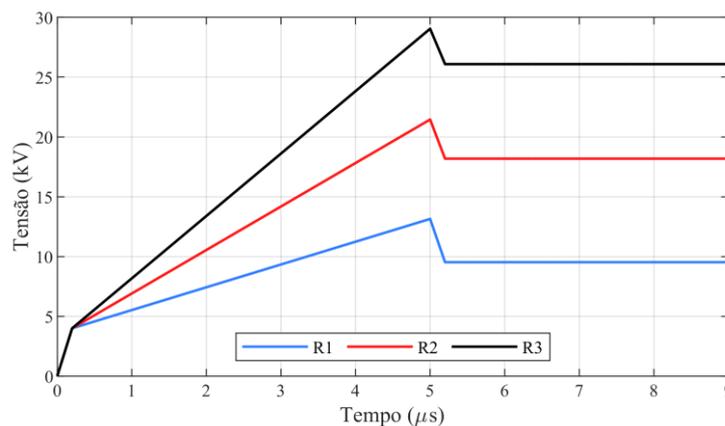


Figura 2.2– Tensão resultante no topo da torre para um caso hipotético simplificado de uma linha de transmissão, incidência de uma corrente do tipo rampa (1 kA, tempo de frente de 5 μs) no topo da torre (30 m) e três resistências de aterramento distintas, sendo $R_1 < R_2 < R_3$. As reflexões nos vão adjacentes são desconsideradas.

A análise dos instantes iniciais da Figura 2.2 indica que a tensão no topo da torre tende a crescer à medida em que a corrente se intensifica, até que sofre uma redução em sua taxa de crescimento (ou inclinação). Essa redução decorre da chegada, no topo da torre, da onda de tensão refletida no aterramento. Para o caso hipotético em questão, o instante de tempo em que a redução da inclinação da onda de tensão ocorre é $t = 0,2 \mu\text{s}$, referente ao percurso total de 60 m (duas vezes o comprimento da torre) dividido pela velocidade de propagação da onda, que foi assumida igual à da luz. Entre $0,2 \mu\text{s}$ e o alcance do pico da onda de corrente incidente (5 μs), a onda de tensão cresce segundo uma taxa que depende da relação entre as inclinações das ondas incidente e refletida, sendo que esta última depende fundamentalmente da resistência (impedância) de aterramento. Na Figura 2.2, são considerados três valores distintos de resistência de pé de torre, sendo $R_1 < R_2 < R_3$, o que denota claramente o papel relevante do aterramento na redução das sobretensões impostas às cadeias de isoladores da linha de transmissão.

Da descrição básica do fenômeno de *backflashover* apresentada, depreende-se a necessidade da modelagem de uma série de componentes do sistema de transmissão para efetivo cálculo das sobretensões transitórias, quais sejam: condutores da linha de transmissão, torre, isoladores, sistema de aterramento e a própria corrente de descarga atmosférica. Nesse contexto, e tendo em conta o escopo deste trabalho, apresenta-se, nas seções seguintes, uma breve revisão bibliográfica dos principais modelos utilizados na literatura para representação dos componentes supramencionados, incluindo a onda de corrente impulsiva, em plataformas do tipo ATP/EMTP.

2.3 Representação da corrente de descarga atmosférica

Para avaliação do efeito das sobretensões atmosféricas nas cadeias de isoladores de LTs, dentre outros fatores, é importante que a corrente de descarga atmosférica seja adequadamente representada, uma vez que a qualidade dos resultados de simulação é condicionada à representatividade das ondas de corrente utilizadas. De acordo com [12], [13], considerando-se descargas descendentes negativas, as formas de onda típicas das primeiras descargas de retorno têm um formato inicial côncavo seguido de um crescimento abrupto próximo ao primeiro pico e diversos picos adicionais, sendo, em geral, o segundo pico o maior deles. As ondas típicas de descargas subsequentes apresentam, usualmente, um único pico, além de uma forma relativamente suave. Adicionalmente, em média, as subsequentes são caracterizadas por amplitudes da ordem de 2,5 vezes menores do que as primeiras descargas [13]. Por isso, e por outras razões históricas [14], na avaliação do desempenho de linhas de transmissão, são consideradas, tradicionalmente, apenas as primeiras descargas de retorno.

Várias pesquisas têm sido desenvolvidas ao longo das décadas para realização de medições de correntes de descargas atmosféricas em torres instrumentadas. Dentre essas, destacam-se as medições realizadas na Estação do Morro do Cachimbo [15], [16] e as medições na Estação do Monte San Salvatore [17]. Tais pesquisas permitem caracterizar as formas de onda de descargas atmosféricas e a dispersão estatística dos parâmetros que as definem. A Figura 2.3 apresenta uma forma de onda medida na Estação do Morro do Cachimbo de uma primeira descarga de retorno descendente negativa [18].

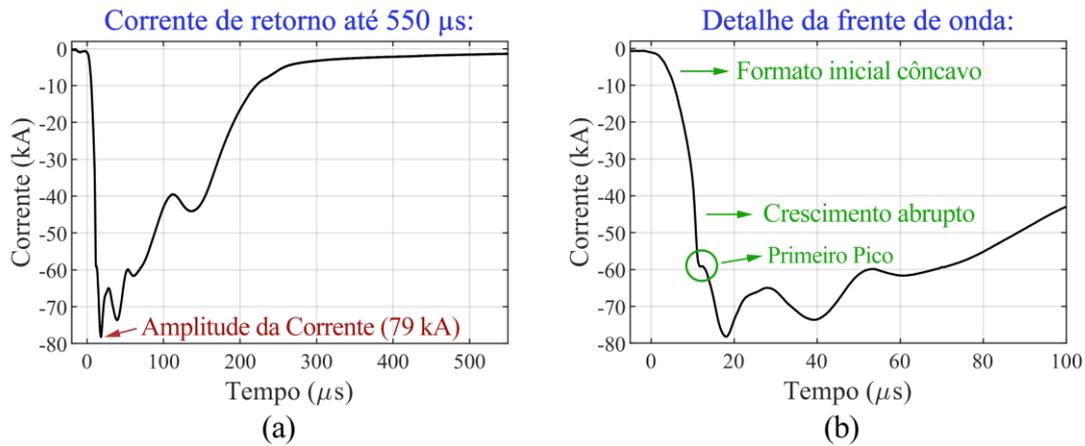
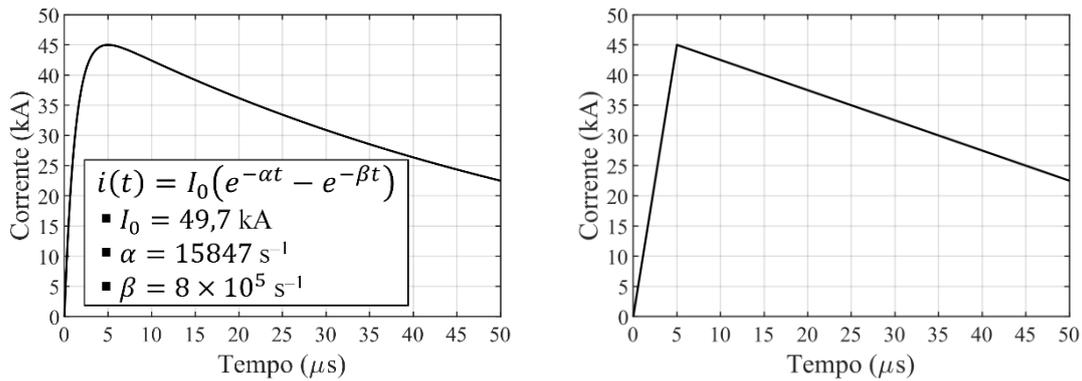


Figura 2.3. –Corrente de uma primeira descarga de retorno medida na Estação do Morro do Cachimbo no dia 11 de dezembro de 2013. Versão reproduzida a partir dos pontos *tempo versus corrente* disponibilizados em [18] (Conjunto de dados “*Data Set S7*” das Informações de Suporte).

As correntes de descarga são, muitas vezes, modeladas de maneira bastante simplificada em plataformas do tipo ATP/EMT, assumindo-se formas que consideram somente as principais características da descarga real, tais como o crescimento rápido na frente da onda e a variação relativamente mais lenta após atingir o pico [19]. Nesse grupo, podem ser citadas duas representações comumente empregadas: a dupla exponencial, ilustrada na Figura 2.4 (a), e a onda triangular ou dupla rampa mostrada na Figura 2.4 (b). A dupla exponencial apresenta espectro de frequência representativo de descargas atmosféricas, desde que os seus parâmetros sejam adequadamente sintonizados. Embora o seu uso seja bastante popular, decorrente da extensa utilização dessa forma de onda em ensaios laboratoriais de impulso atmosférico, a dupla exponencial não contempla a natureza côncava da descarga real em seus instantes iniciais, além de apresentar derivada máxima em $t = 0$, e não nas proximidades do pico. Tais diferenças podem ser observadas a partir da comparação entre as Figura 2.3 e Figura 2.4(a). A onda triangular possui uma representação matemática muito simples que consiste em duas retas: uma para representar a frente e outra para representar a cauda da onda. Apesar da vantagem da simplicidade, essa representação apresenta uma derivada constante ao longo de toda a frente da onda e não contempla sua característica côncava, o que difere significativamente dos registros reais da forma de onda de corrente da descarga. As simplificações encerradas pelas duas representações mencionadas podem impactar diretamente a determinação da ocorrência (ou não) de ruptura do isolamento da linha.



(a) Onda dupla exponencial

(b) Onda triangular.

Figura 2.4 – Formas de onda dupla exponencial (a) e triangular (b), com tempo de frente de $5 \mu\text{s}$, tempo de meia onda de $50 \mu\text{s}$ e valor de pico de 45 kA , valores medianos de primeiras descargas de retorno medidas na Estação do Morro do Cachimbo.

Com o intuito de suprir as limitações das ondas dupla exponencial e triangular, o Grupo de Estudos do CIGRE de Desempenho de Linhas de Transmissão propôs expressões matemáticas que permitem representar as principais características das primeiras descargas de retorno, quais sejam, frente de onda côncava e derivada máxima próxima ao pico de corrente [20]. A representação proposta é constituída de dois conjuntos principais de equações: um para representação da frente da onda e outro para a cauda.

A Figura 2.5 ilustra a forma de onda proposta pelo grupo do CIGRE, considerando parâmetros medianos de primeiras descargas medidas na Estação do Morro do Cachimbo. Embora essa representação possa ser considerada um avanço em relação às duas discutidas anteriormente (dupla exponencial e onda triangular), ela apresenta a desvantagem de a onda não ser descrita por uma única equação, o que, em alguns casos, pode ser fonte de instabilidades numéricas associadas à descontinuidade matemática [19]. Adicionalmente, a onda do CIGRE não contempla os múltiplos picos, especialmente os dois primeiros, observados em formas de ondas reais de primeiras descargas de retorno, conforme Figura 2.5.

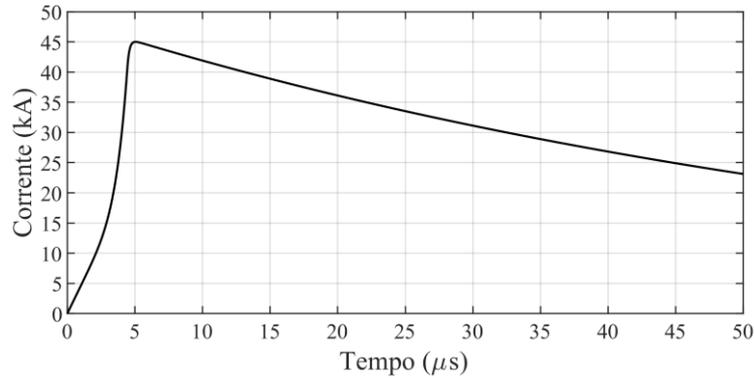


Figura 2.5 – Forma de onda proposta pelo grupo de estudos do CIGRE de desempenho de linhas de transmissão. Tempo de meia onda de 50 μ s e valor de pico de 45 kA, valores medianos de primeiras descargas de retorno medidas na Estação do Morro do Cachimbo.

Também com o intuito de contornar a falta de representatividade das ondas dupla exponencial e triangular, Heidler propôs uma função analítica capaz de contemplar a natureza côncava da onda nos seus instantes iniciais, além de observar, parcialmente, o posicionamento da derivada máxima próxima ao pico [21]. A função de Heidler é descrita por:

$$i(t) = \frac{I_0}{\eta} \frac{(t/\tau_1)^n}{1 + (t/\tau_1)^n} e^{(-t/\tau_2)} \quad (2.1)$$

$$\eta = e^{[-(\tau_1/\tau_2)(n\tau_1/\tau_2)^{1/n}]} \quad (2.2)$$

Nas equações (2.1) e (2.2), I_0 corresponde à amplitude da forma de onda sem correção, η corresponde a um fator empregado para corrigir a amplitude da corrente, τ_1 e τ_2 controlam os tempos de subida e descida da onda de corrente, respectivamente, e n é um fator adimensional que controla a taxa de crescimento da curva sintetizada.

Para contemplar as três características mais marcantes de primeiras descargas de retorno, quais sejam, concavidade da frente, crescimento abrupto próximo ao primeiro pico e ocorrência de múltiplos picos, normalmente é necessário fazer uso de mais de uma função de Heidler. Em [12], propõe-se a utilização de sete funções de Heidler para representação de primeiras descargas *medianas*, segundo medições realizadas nas Estações de San Salvatore e do Morro do Cachimbo. A Figura 2.6 ilustra a forma de onda obtida a partir da soma de sete funções de Heidler com a representação dos dois primeiros picos e que considera os principais parâmetros medianos de primeiras descargas medidas na Estação do Morro do Cachimbo. Segundo [12], também seria possível representar, utilizando um maior número de funções de Heidler, os demais picos tipicamente presentes

nas primeiras descargas; entretanto, esses picos não possuem caracterização estatística apropriada. Vale destacar que, recentemente, apresentou-se em [22] um procedimento que permite sintetizar formas de onda com características similares às da onda ilustrada na Figura 2.6, porém considerando parâmetros diferentes dos medianos. Entende-se que as representações propostas em [12] e [22] são as mais fidedignas às descargas reais, considerando as formas de onda discutidas nesta seção.

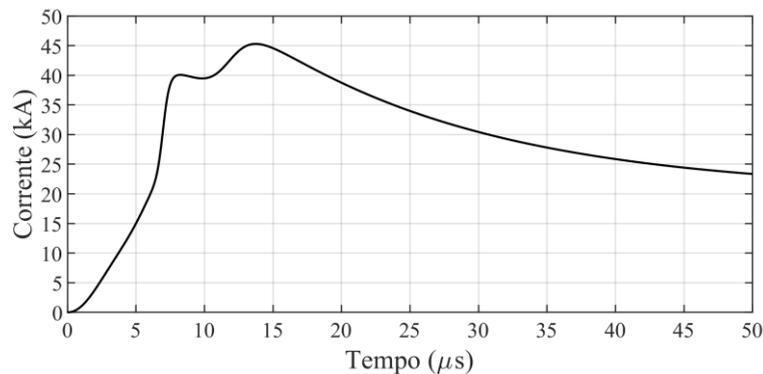


Figura 2.6 – Formas de onda obtida por meio da soma de 7 funções de Heidler e que reproduz os principais parâmetros medianos de primeiras descargas de retorno medidas na Estação do Morro do Cachimbo.

2.4 Modelagem da linha de transmissão

Os modelos de linhas de transmissão disponíveis em plataformas do tipo ATP/EMTP distinguem-se entre modelos a parâmetros concentrados ou distribuídos e com parâmetros dependentes da frequência ou calculados em uma frequência única. Tendo em conta as frequências representativas das sobretensões atmosféricas, os modelos a parâmetros concentrados devem ser evitados. Ainda, considerando-se que as correntes de descargas estão associadas a um espectro de frequências, e não uma frequência única, é importante considerar a variação dos parâmetros longitudinais da linha com a frequência (associada aos efeitos pelicular nos condutores aéreos e no solo).

Nesse contexto, o modelo possivelmente mais utilizado para avaliação de transitórios de origem atmosférica em linhas de transmissão é aquele proposto por Marti [23]. Dois comentários principais acerca das limitações desse modelo para as análises de interesse neste trabalho devem ser destacados:

- O modelo é baseado na teoria modal e faz uso de uma matriz de transformação calculada para uma frequência específica. Essa aproximação pode levar a erros não desprezíveis para o caso em que a disposição dos condutores da linha apresenta assimetria acentuada. Um exemplo marcante em que o modelo de Marti

leva a erros são corredores de circuitos duplos. Para os casos em que tal assimetria é importante, pode-se utilizar o *Universal Line Model* (ULM) [24], que está implementado no EMTP-RV e no PSCAD/EMTDC. Até a data de defesa desta dissertação, o ULM não estava implementado no ATP.

- O modelo de Marti, tal como implementado no ATP, considera o efeito do solo de acordo com a clássica formulação de Carson, o que implica a desconsideração de: i) correntes de deslocamento no solo; ii) dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo; e iii) correção da admitância do solo. Em [25], demonstra-se que, quando uma descarga atmosférica incide em uma linha, as tensões induzidas em uma linha próxima decorrentes do acoplamento eletromagnético (por exemplo, uma rede de distribuição próxima a uma LT ou corredores de circuitos duplos) são fortemente impactadas pelas desconsiderações supracitadas. Por outro lado, mostra-se em [25] e [26] que, para incidência no topo da torre da linha de transmissão, as sobretensões resultantes nas cadeias de isoladores da linha atingida basicamente não são influenciadas pelas simplificações supramencionadas, mesmo para solos de maior resistividade. Se a incidência ocorre no meio do vão, diferenças não desprezíveis nas sobretensões resultantes na cadeia de isoladores são observadas, especialmente para solos de maior resistividade [25], [26].

2.5 Modelagem da torre

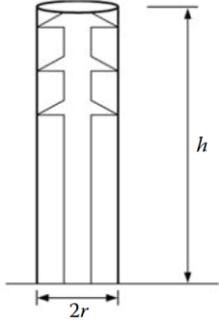
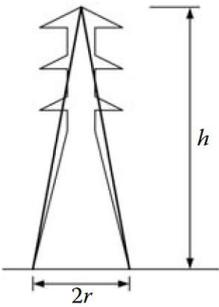
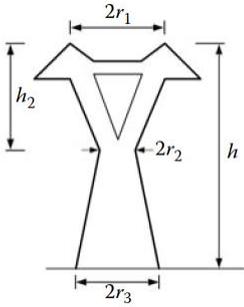
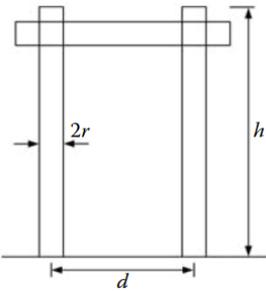
Em simulações de transitórios em linhas de transmissão utilizando plataformas do tipo ATP/EMTP, as torres de transmissão são modeladas por parâmetros concentrados, normalmente uma indutância, ou parâmetros distribuídos com base na teoria de linhas de transmissão [27]. A modelagem por parâmetros concentrados deve ser empregada somente nos casos em que a extensão (altura) da torre é muito menor do que o comprimento de onda (λ) associado à frequência máxima representativa do fenômeno solicitante [28]. Suponha-se, apenas a título ilustrativo e para se ter uma ideia de ordem de grandeza, que o comprimento da torre deva ser no máximo $\lambda/10$. Assumindo-se uma frequência representativa de 1 MHz para as sobretensões de origem atmosférica e uma velocidade de propagação ao longo da torre igual à da luz, tem-se um comprimento de onda associado de $\lambda = 30$ m, isto é, a modelagem da torre por parâmetros concentrados seria consistente apenas para torres de no máximo 3 m de altura. Tendo em conta o

exposto, é muito limitado o uso da modelagem baseada em parâmetros concentrados para representação da torre, tendo-se em conta transitórios de origem atmosférica.

A modelagem da torre baseada na teoria de linhas de transmissão consiste em sua representação por uma linha monofásica, ou um conjunto em série, sem perdas. Diversos autores propuseram expressões para cálculo da impedância de surto da torre [29]-[30]. Nos trabalhos clássicos, as fórmulas para impedância de surto foram derivadas a partir da teoria eletromagnética assumindo-se uma incidência vertical na torre, representada por geometrias simples (cilíndrica [29] e cônica [31]). Posteriormente em [30] é investigado o problema de resposta da torre a uma “incidência horizontal”, o que corresponderia a uma incidência no meio do vão, sendo propostas modificações nas expressões previamente propostas em [29], [31] além de propor uma nova expressão para cálculo da impedância de surto de torres com geometria genérica. A Tabela 2.1 apresenta um resumo dessas expressões clássicas. Algumas delas são sugeridas em guias de cálculo de desempenho de linhas de transmissão [20] e, também, estão implementadas no popular programa de cálculo de transitórios IEEE FLASH [6]. Vale ainda mencionar que, dependendo da geometria da torre, é comum assumir uma velocidade de propagação da onda ao longo da torre inferior à da luz. Isso é feito com o intuito de representar, de forma simplificada, o atraso no tempo de propagação introduzido em decorrência dos múltiplos caminhos ao longo das treliças da torre [32]. Assim, o tempo de trânsito ao longo da torre pode ser superior à altura da torre dividida pela velocidade da luz (c). Valores típicos assumidos de velocidade ao longo da torre variam entre $0,8c$ e c .

As modelagens anteriores, que consideram a representação da torre por uma única seção de linha de transmissão, podem não ser adequadas para modelagem de estruturas mais complexas, que possuam variações mais acentuadas de geometria ao longo de sua altura, por exemplo, modificação da distância entre as ferragens da torre ao se deslocar da base até o topo. Para se ter em conta essa variação da geometria há representações propostas na literatura baseadas no uso da teoria de linhas não-uniformes [33] ou na divisão da torre em seções sendo cada uma delas modelada por um sistema de multicondutores verticais paralelos entre si [34], [35], que é reduzido a um único condutor com impedância de surto equivalente. Essa segunda proposta é particularmente popular pela facilidade de ser incorporada em plataformas do tipo ATP/EMTP.

Tabela 2.1 – Modelos de torre de transmissão baseados em uma única seção de transmissão sem perdas. Adaptado de [27]

Geometria da torre	Diagrama	Impedância de surto
Cilíndrica		$Z = 60 \cdot \left(\ln \left(2\sqrt{2} \frac{h}{r} \right) - 1 \right)$
Cônica		$Z = 60 \cdot \ln \left(\sqrt{2} \sqrt{\left(\frac{h}{r} \right)^2 + 1} \right)$
Cinturada		$Z = \sqrt{\frac{\pi}{4}} 60 \cdot \left(\ln \left(\cot \frac{\tan^{-1} \left(\frac{r}{h} \right)}{2} \right) - \ln \sqrt{2} \right)$ $r = \frac{r_1 h_2 + r_2 h + r_3 h_1}{h}$ <p style="text-align: center;">$(h = h_1 + h_2)$</p>
Estrutura H (pórtico)		$Z_1 = 60 \cdot \ln \left(2\sqrt{2} \frac{h}{r} \right) - 60$ $Z_2 = \frac{d \cdot 60 \cdot \ln \left(2 \frac{h}{r} \right) + h \cdot Z_1}{h + d}$ $Z = \frac{Z_1 \cdot Z_2}{Z_1 + Z_2}$

A Figura 2.7 ilustra, de forma esquemática, a ideia de representação de uma seção de torre por um sistema de condutores verticais paralelos. Considerando-se geometrias típicas de torres de transmissão, a distância entre as ferragens da torre (D_1 , D_2 e D_3 na Figura 2.7) variam entre a base e o topo da torre. Para se ter em conta de forma aproximada esse efeito, normalmente, divide-se a torre em seções, determina-se a impedância de surto equivalente de cada seção separadamente e, finalmente, conectam-se em série as linhas com suas impedâncias associadas.

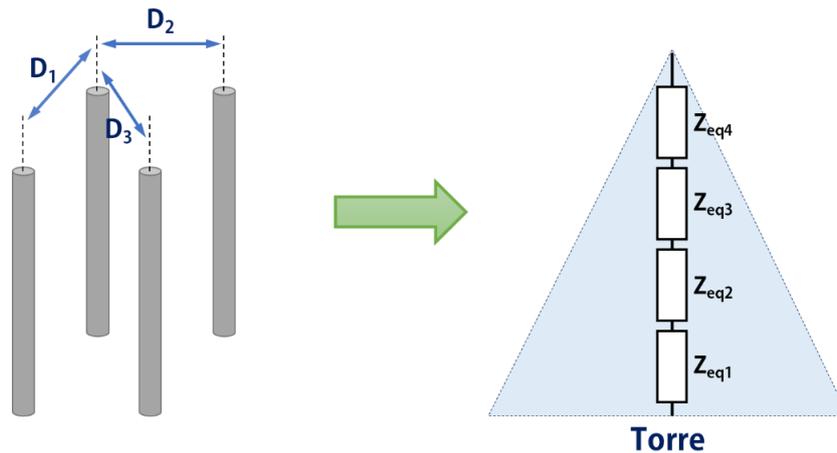


Figura 2.7 – Representação de uma seção de torre por um conjunto de condutores verticais.

2.6 Determinação da ruptura do isolamento

Para estimativa da taxa de desligamentos da linha de transmissão, é de fundamental importância a avaliação da suportabilidade da cadeia de isoladores frente a surtos de tensão. Em geral, as plataformas do tipo ATP/EMTP não dispõem de modelos específicos para os isoladores, embora existam recursos que permitem ao usuário implementar metodologias para análise da ocorrência (ou não) de ruptura do isolamento.

A metodologia mais simples para avaliação da suportabilidade da isolação consiste na comparação do valor de pico da sobretensão imposta à cadeia de isoladores com um valor de referência: caso o pico seja superior a essa referência, assume-se que ocorre a ruptura da isolação [19]. Em geral, o valor de referência considerado como limiar para a ruptura é a Tensão Crítica Disruptiva ou o CFO (*Critical Flashover Overvoltage*), que corresponde ao valor de pico de uma tensão impulsiva padronizada que provoca a ruptura do isolamento em 50% das vezes [36]. Embora essa metodologia, ou variações dela, seja sugerida em alguns guias de cálculo de desempenho de linhas de transmissão [20] e redes de distribuição [37] frente a descargas, ela apresenta limitações importantes.

A principal restrição deve-se ao fato de que a suportabilidade da cadeia de isoladores depende, dentre outros aspectos, não apenas do valor de pico da sobretensão imposta, mas também de sua forma de onda. A simples comparação do valor de pico da sobretensão com um valor de referência desconsidera por completo a sua forma de onda.

Uma forma mais elaborada de se avaliar a ocorrência de ruptura da isolação consiste no uso das chamadas curvas tensão-tempo (ou curvas V-T), que relacionam a tensão disruptiva e o tempo relativo à ruptura do isolamento. A Figura 2.8 ilustra curvas V-T para diferentes comprimentos de cadeias de isoladores. Tais curvas são obtidas experimentalmente, pela aplicação de tensões impulsivas padronizadas (ondas dupla exponencial, 1,2/50 μ s) com diferentes amplitudes [36]. De posse da curva V-T associada a um isolamento, para avaliação de sua suportabilidade frente a uma dada sobretensão, deve-se analisar a amplitude da tensão em um dado instante de tempo. Se, nesse instante, o nível de tensão superar a tensão disruptiva indicada na curva V-T, assume-se que ocorre a ruptura do isolamento. O uso da curva V-T é sugerido no guia do IEEE para cálculo de desempenho de linhas para determinação da ocorrência de ruptura do isolamento [6]. Embora a utilização das curvas V-T seja mais consistente do que a simples comparação com um valor de referência, deve-se ressaltar que, em princípio, elas só descrevem o desempenho de isoladores de forma adequada caso eles sejam submetidos a tensões impulsivas padronizadas [36]. Como as formas de onda de sobretensões atmosféricas reais diferem muito do formato de uma onda padronizada, o uso da curva V-T pode levar a desvios na estimativa do número de desligamentos da linha.

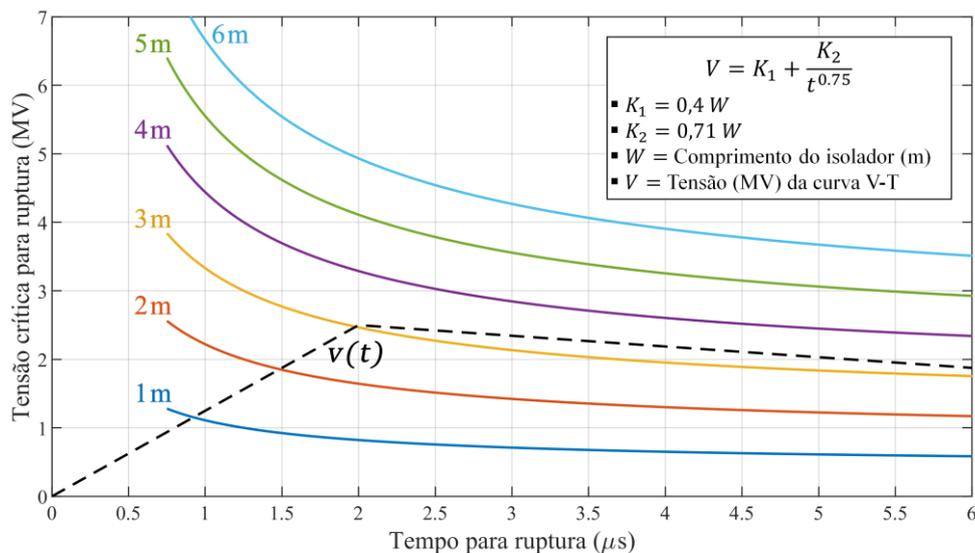


Figura 2.8 – Curvas do tipo V-T para diferentes comprimentos de cadeia de isoladores (linhas contínuas – de 1 a 6 m) e forma de onda de tensão exemplo aplicada (linha tracejada – $v(t)$).

Uma forma de contornar as limitações do uso da curva V-T consiste em aplicar métodos que permitam avaliar a suportabilidade da isolação frente a sobretensões com formas de onda não-padronizadas. Dentre esses métodos, merecem destaque o Método do Efeito Disruptivo, também chamado de Método DE, e o Método de Progressão do Líder, também conhecido como LPM do inglês *Leader Progression Model* [36]. Na descrição a seguir, foca-se no método DE devido à sua maior simplicidade em comparação com o LPM.

O conceito do Método DE se baseia na ideia da caracterização da suportabilidade do isolamento pelo chamado efeito disruptivo crítico (DE_C), que é intrínseco à configuração de isoladores, além de ser determinado experimentalmente [36]. Cada onda de sobretensão, por sua vez, possui um efeito disruptivo associado que, caso supere DE_C , levará à ruptura do isolamento. A determinação do efeito disruptivo associado a uma dada sobretensão envolve o cálculo de uma integral, que depende da forma de onda de sobretensão e de constantes associadas à configuração de isoladores, que também são determinadas experimentalmente.

Uma limitação do Método DE é que, em geral, ele apresenta bons resultados apenas se for aplicado para avaliação da suportabilidade de isoladores frente a sobretensões com polaridade única. No caso de sobretensões com dupla polaridade e natureza oscilatória, tais como aquelas decorrentes da incidência no meio do vão, sugere-se a aplicação do LPM para avaliar a suportabilidade do isolamento [19].

2.7 Modelagem do aterramento de pé de torre

Em função de seu caráter impulsivo, as correntes de descarga atmosférica apresentam um espectro representativo de frequências que vai desde 0 Hz até alguns MHz. Nessa faixa de frequências, os efeitos reativos, indutivos e capacitivos, são relevantes, bem como os efeitos de propagação, e o comportamento do aterramento é adequadamente descrito por uma impedância complexa. Assumindo um comportamento linear para o aterramento, a sua impedância de entrada $Z(j\omega)$, ou impedância harmônica, é definida como:

$$Z(j\omega) = \frac{V(j\omega)}{I(j\omega)} \quad (2.3)$$

em que $V(j\omega)$ e $I(j\omega)$ são, respectivamente, os fasores de elevação de potencial no ponto de injeção de corrente e de corrente injetada calculados na frequência angular ω .

A Figura 2.9 apresenta o módulo da impedância de entrada de um eletrodo horizontal de aterramento de 30 m de comprimento, raio de 7 mm e enterrado a 0,5 m de profundidade em um solo de resistividade em baixa frequência de 1.000 Ωm . O comportamento é apresentado entre 10 Hz e 1 MHz e foi determinado utilizando-se um modelo eletromagnético rigoroso. Conforme pode-se observar, na parte inferior do espectro até cerca de 1 kHz, o módulo da impedância apresenta um valor constante. Esse valor é numericamente igual à chamada resistência de baixa frequência ou, simplesmente, resistência de aterramento. Note-se que, à medida que a frequência aumenta, o módulo da impedância de entrada diminui (efeito capacitivo) e aumenta para frequências mais elevadas (efeito indutivo). Apesar de a resistência de aterramento representar adequadamente o comportamento do aterramento apenas em uma estreita faixa do espectro associada a baixas frequências, ela ainda é amplamente adotada por projetistas de linhas e transmissão como dado de entrada em plataformas do tipo IEEE FLASH para avaliação de seu desempenho frente a descargas atmosféricas.

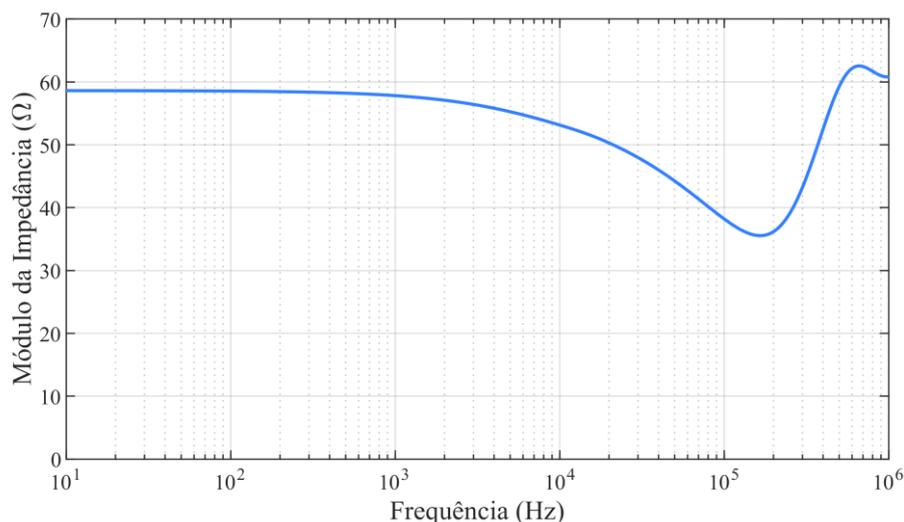


Figura 2.9 – Módulo da impedância harmônica de aterramento de um eletrodo horizontal de aterramento de 30 m enterrado em um solo de 1.000 Ωm .

As plataformas de cálculo de transitórios do tipo ATP/EMTP não dispõem de modelos que contemplem o comportamento dependente da frequência do aterramento ilustrado na Figura 2.9. Por outro lado, com o desenvolvimento da técnica de ajuste vetorial (*vector fitting*) para ajuste de funções dependentes da frequência por meio de funções racionais [38] e a sua ampla disponibilização [39], tornou-se relativamente

simples incorporar o comportamento dependente da frequência de sistemas de aterramento em plataformas do tipo ATP/EMTP. Isso é feito por meio da sintetização de um circuito equivalente, a partir do ajuste de funções racionais obtido pela aplicação da técnica de ajuste vetorial. Em [11] e [19], por exemplo, tal procedimento é realizado para incorporar o comportamento dependente da frequência de sistemas de aterramento típicos de torres autoportantes de linhas de transmissão.

Com o objetivo de se obter representações compactas do aterramento de pé de torre e que contemplem de forma aproximada o seu comportamento impulsivo, recentemente cresceu o interesse pelo uso do conceito de impedância impulsiva de aterramento. A impedância impulsiva, que depende não apenas do arranjo de eletrodos de aterramento mas também da onda de corrente injetada, é definida, no domínio do tempo, pela razão entre os valores de pico elevação de potencial no ponto de injeção (V_P) e da corrente injetada (I_P), $Z_P = V_P/I_P$. Note-se que a representação do aterramento por sua impedância impulsiva leva a uma estimativa exata do valor de pico da elevação de potencial produzida no ponto de injeção de corrente. Uma vez que a elevação de potencial ao longo da torre está intimamente relacionada à elevação de potencial do aterramento, também se tem uma boa estimativa do valor de pico de sobretensão que solicita o isolamento da linha. Adicionalmente, como a impedância impulsiva corresponde a um número real puro, a sua incorporação em plataformas de cálculo do tipo ATP/EMTP é direta. Em [11], [19],[40] e [41], mostra-se que a representação do aterramento de linhas de transmissão por meio de sua impedância impulsiva leva a resultados de desempenho frente a descargas atmosféricas muito próximos àqueles obtidos considerando a representação do aterramento por sua impedância harmônica, na ausência de dispositivos para-raios. Adicionalmente, é demonstrado que a qualidade dos resultados obtidos, representando-se o aterramento por sua impedância impulsiva, é muito superior àqueles obtidos quando se representa o aterramento por sua resistência de baixa frequência.

Ainda, é bastante comum encontrar trabalhos na literatura que adotam uma representação do aterramento proposta pelo CIGRE baseada em uma resistência dinâmica, que varia de acordo com o valor instantâneo da corrente injetada com o intuito de representar de forma aproximada o efeito de ionização do solo [27]. Essa representação, além de desconsiderar o comportamento dependente da frequência do aterramento, depende fortemente do campo elétrico crítico para iniciar a ionização do solo, parâmetro este que possui incertezas e cujo valor não é consenso na literatura [42]. Em trabalho recente, chama-

se a atenção para o fato de essa representação do aterramento levar a valores de corrente crítica extremamente elevados, o que implicaria taxas de desligamentos não realísticas, especialmente para linha com nível de tensão mais elevado [43].

2.8 Considerações finais

Este capítulo apresentou uma revisão bibliográfica dos principais modelos utilizados em plataformas do tipo ATP/EMTP para representação de linhas de transmissão e simulação de seu comportamento frente a descargas atmosféricas. Em particular, foram descritos e discutidos, de forma sucinta, as principais modelagens utilizadas para linhas de transmissão, torres, sistemas de aterramento, ruptura do isolamento e, adicionalmente, representações empregadas para as correntes de descargas atmosféricas. A discussão apresentada neste capítulo servirá de guia para a modelagem do caso base de interesse neste trabalho, apresentado no capítulo a seguir.

3 CASO BASE E MODELAGENS ADOTADAS

3.1 Introdução

Este capítulo apresenta o caso base sob investigação neste trabalho, o qual corresponde a uma linha de potência natural elevada de 500 kV. Considerando o objetivo de se avaliar o desempenho dessa linha frente a descargas atmosféricas, e tendo como base a revisão bibliográfica do capítulo anterior, são também detalhadas as modelagens de cada componente do sistema em questão. Vale salientar que se buscou, por meio das modelagens adotadas, uma representação dos elementos do sistema de transmissão que fosse suficientemente adequada na faixa de frequências de interesse do fenômeno e, adicionalmente, aplicável a plataformas do tipo ATP/EMTP.

3.2 Breve descrição do caso em estudo

O caso em estudo compreende uma linha de potência natural elevada de 500 kV, circuito simples e vão médio típico de 500 m. A Figura 3.1 ilustra a parte superior da silhueta típica das torres da linha de transmissão, que suportam uma configuração de feixes assimétricos com 6 condutores por fase e dois cabos de blindagem. Os tipos de cabos de blindagem utilizados são de aço 3/8" EHS e OPGW 13,4 mm.

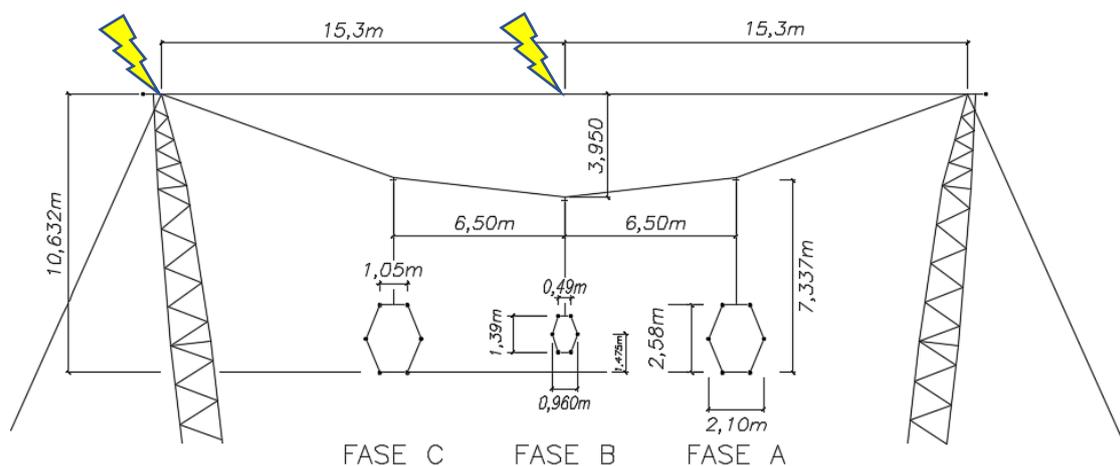


Figura 3.1 – Parte superior da silhueta típica da torre da LT de SIL elevado (torre “Cross-Rope”) Os pontos de incidência de descarga simulados foram no masto à esquerda e no ponto médio do cabo de aço de interligação dos masts

Nas seções a seguir, são apresentadas as modelagens de cada componente do sistema analisado.

3.3 Modelagem da corrente de descarga atmosférica

Conforme a Seção 2 do Capítulo 2, a modelagem da corrente de primeiras descargas através de uma soma de funções de Heidler permite representar de maneira mais fidedigna a forma de onda, tendo-se em conta correntes reais medidas em torres instrumentadas [17], [44]. Assim, utiliza-se, nas simulações deste trabalho, a onda de corrente ilustrada na Figura 3.2, obtida pela soma de sete funções de Heidler, cujos parâmetros estão indicados na Tabela 3.1, e apresentada novamente por questões didáticas.

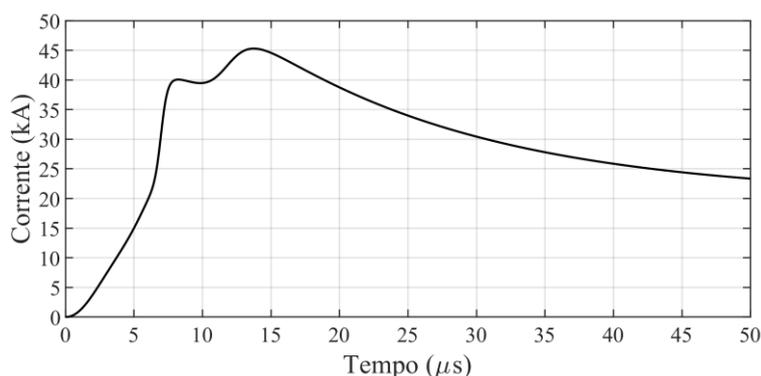


Figura 3.2 – Representação da forma de onda de primeiras descargas de retorno medianas medidas na estação do Morro do Cachimbo

Essa forma de onda reproduz os principais parâmetros medianos de primeiras descargas de retorno medidas no Morro do Cachimbo [44] e permite representar importantes características de ondas de primeiras descargas reais, tais como a existência do duplo pico, a natureza côncava na frente da onda e o decaimento de sua amplitude após o segundo pico [13]. Essas características são fundamentais para o cálculo rigoroso de sobretensões atmosféricas em linhas de transmissão e determinação do seu desempenho.

Tabela 3.1 – Parâmetros das sete funções de Heidler para obtenção da forma de onda de primeiras descargas de retorno medidas na estação Morro do Cachimbo

Forma de Onda	I_0 (kA)	N	τ_1 (μs)	τ_2 (μs)
1	6	2	3	76
2	5	3	3,5	10
3	5	5	4,8	30
4	8	9	6	26
5	16,5	30	7	23,2
6	17	2	70	200
7	12	14	12	26

Neste trabalho, considera-se a incidência da descarga atmosférica no topo do mastro ou no meio do cabo de interligação entre os mastros, conforme indicado na Figura 3.1.

3.4 Modelagem dos condutores e cabos da linha de transmissão

Para a modelagem da linha de transmissão, utiliza-se o modelo de J. Marti [23] disponível no ATP, que permite considerar a dependência da frequência dos parâmetros longitudinais da linha e o efeito do solo, fenômenos importantes em estudos de sobretensões atmosféricas. Antes de inserir os dados geométricos e elétricos dos condutores na subrotina LCC do ATP, realizou-se a redução do feixe de condutores das fases para um condutor equivalente cujo raio é igual à média geométrica entre os raios de cada condutor do feixe e as distâncias entre eles [45]. A Tabela 3.2 apresenta um resumo das características dos cabos da linha de transmissão, incluindo suas coordenadas cartesianas, necessárias para entrada de dados da LCC. Essa tabela também inclui algumas características adicionais da linha, importantes para a sua modelagem na subrotina LCC.

Os parâmetros da linha foram calculados na faixa de frequências entre 1 Hz e 10 MHz, enquanto a matriz de transformação modal foi calculada na frequência de 200 kHz, onde se encontra a maior parte da energia de primeiras descargas de retorno. A modificação da frequência da matriz de transformação na faixa supracitada basicamente não implicou diferenças nas sobretensões calculadas.

Tabela 3.2 – Características elétricas e geométricas dos condutores e da torre

Descrição	Dados
Número de subcondutores por fase	6
Diâmetro dos subcondutores	26,780 mm
Raio equivalente do feixe das fases laterais	0,80131 m
Raio equivalente do feixe da fase central	0,45449 m
Distância entre os feixes de condutores fase	6,5 m
Resistência elétrica dos subcondutores do feixe a 50° CC	0,07853 Ω /km
Resistência elétrica do cabo de interligação entre os mastros a 20° CC	1,1907 Ω /km

Resistência elétrica do cabo de sustentação das fases a 20° CC	0,36752 Ω /km
Altura cabo de interligação entre os mastros até o solo	46,243 m
Altura cabo de sustentação das fases até o solo	42,243 m
Cabos para-raios típicos	Aço 3/8" EHS (9,525mm) e OPGW 13,4 mm
Resistência elétrica CC 3/8" EHS 50° CC	4,1758 Ω /km
Resistência elétrica CC OPGW 13,4mm 50° CC	0,813052 Ω /km
Flecha cabo fase	21 m
Flecha cabo para raios	18,1 m
Altura do mastro	46,243 m
Altura do condutor equivalente das fases laterais até o solo	35,79 m
Altura do condutor equivalente da fase central até o solo	35,975 m
Ângulo do estai com o mastro	30,6°
Comprimento do estai (aço)	50,7 m
Diâmetros do estai	1 1/16"(26,9875mm)
Raio da chapa metálica do mastro	~0,065 m

3.5 Modelagem da torre de transmissão

Por inspeção visual da silhueta da torre mostrada na Figura 3.1, depreende-se que a sua modelagem encerra certa complexidade e requer decisões de engenharia para a sua representação de modo a aplicar simplificações consistentes, sem perda de informação essencial relevante para o fenômeno físico solicitante. Nesse contexto, esta subseção se divide em três itens principais, quais sejam, (A) modelagem dos mastros, (B) modelagem dos estais, (C) modelagem do condutor de interligação entre os mastros e do cabo de sustentação das fases.

A) Modelagem dos mastros

A Figura 3.3 exibe uma representação mais detalhada dos mastros da torre sob estudo. Neste trabalho, cada um dos dois mastros é modelado como um sistema de quatro

condutores verticais paralelos entre si, posicionados nos vértices do quadrado apresentado no corte AA da mesma figura. A impedância de surto desse sistema de condutores verticais é calculada de acordo com a formulação de Jordan corrigida e estendida para sistemas de multi-condutores, descrita na seção 2.4 do capítulo 2. A Figura 3.3 indica as distâncias entre os condutores de cada mastro, que são assumidas uniformes ao longo da altura, já que apresentam variação desprezível em termos das grandezas calculadas. A Figura 3.4 apresenta a altura do mastro utilizada no cálculo da impedância de surto.

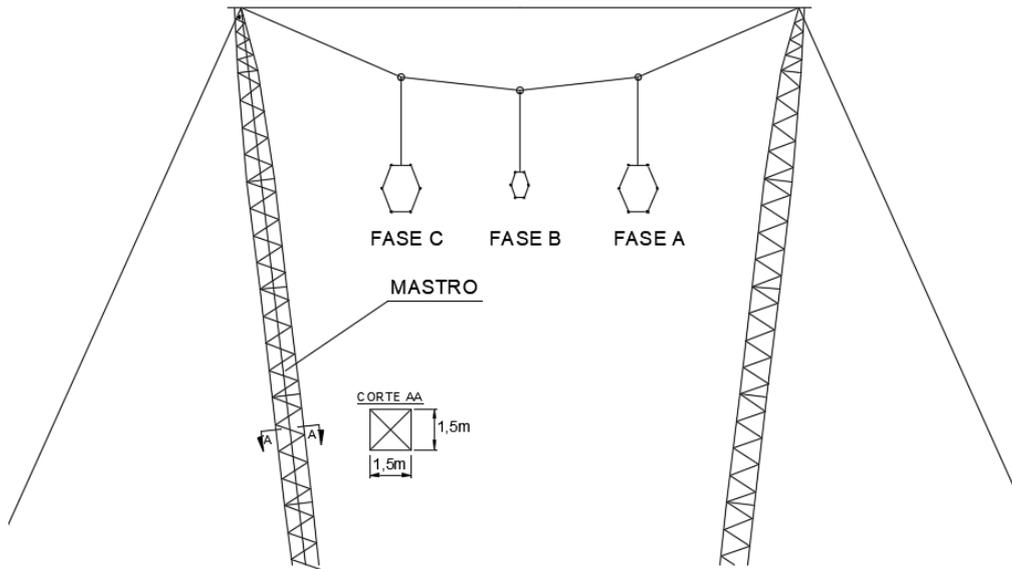


Figura 3.3 – Representação frontal dos mastros metálicos da torre.

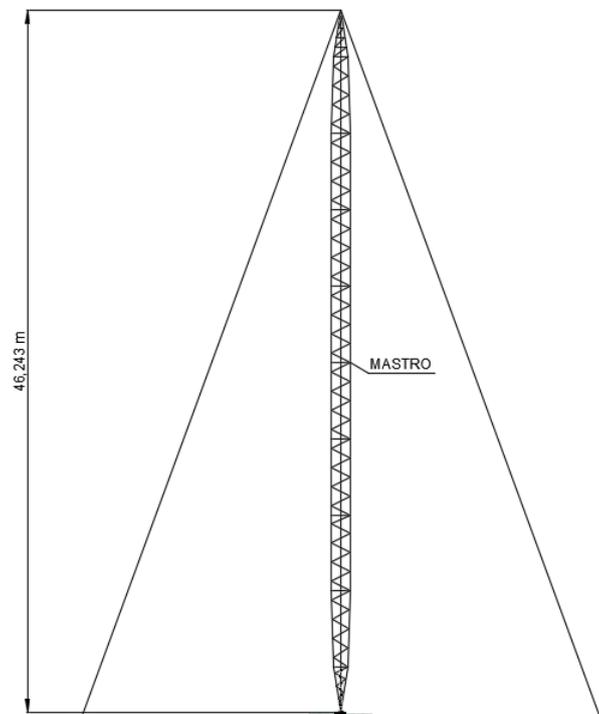


Figura 3.4 – Representação lateral do mastro metálico da torre.

A impedância de surto Z associada a cada condutor individual do mastro é calculada a partir da equação de Jordan revisada em [35]:

$$Z = 60 \left(\ln \frac{4h}{r} - 1 \right) \quad (3.1)$$

Onde:

- h : altura do condutor (46,243 m);
- r : raio do condutor (0,065 m).

Considerando que o mastro é representado como um sistema de quatro condutores verticais paralelos entre si, a impedância mútua Z_{ij} entre cada condutor é relevante e é dada por:

$$Z_{ij} = 60 \ln \frac{2h + \sqrt{4h^2 + d_{ij}^2}}{d_{ij}} + 30 \frac{d}{h} - 60 \sqrt{\frac{1 + d_{ij}^2}{4h^2}} \quad (3.2)$$

Onde:

- d_{ij} : é a distância entre os centros dos condutores i e j para $d_{ij} \gg r_i$ e $d_{ij} \gg r_j$ em que r_i e r_j são, respectivamente, os raios do condutor i e do condutor j .

Admitindo um sistema de n condutores sem perdas, pode-se obter as tensões e correntes resultantes a partir da seguinte formulação:

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ V_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z & Z_{12} & \cdot & \cdot & Z_{1,n} \\ Z_{2,n} & Z & \cdot & \cdot & Z_{2,n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ Z_{n,1} & \cdot & \cdot & \cdot & Z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ I_n \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

Onde:

- V_i e I_i correspondem às tensões e correntes no i -ésimo condutor vertical;
- Z é a impedância de surto própria de cada um dos condutores, calculada por meio da equação (3.1);
- Z_{ij} representa as impedâncias de surto mútuas calculadas por meio da equação (3.3).

Quando se considera que os n condutores são interconectados no ponto de injeção de corrente, obtém-se, neste ponto, $V_1 = V_2 = \dots = V_n$ e $I = I_1 + I_2 + \dots + I_n$, em que I é a corrente total injetada. Assumindo-se que a corrente total injetada se divide igualmente por cada condutor vertical, é possível representar todo o sistema por uma única linha de transmissão com impedância de surto equivalente Z_{eq} dada por:

$$Z_{eq} = \frac{V}{I} = \frac{Z + Z_{12} + \dots + Z_{1,n}}{n} \quad (3.4)$$

Aplicando-se a formulação mencionada, obtém-se uma impedância de surto $Z_{mastro} = 271,6 \Omega$ para cada mastro, que é representado no ATP como uma linha monofásica sem perdas. Vale ressaltar que, no cálculo da impedância de surto de cada mastro, o acoplamento eletromagnético entre os condutores do mastro é considerado, mas despreza-se o acoplamento eletromagnético entre os dois mastros. Essa suposição é fisicamente consistente uma vez que a distância entre os mastros é muito superior à distância entre os condutores de cada mastro individualmente.

B) Modelagem dos estais

A Figura 3.4 mostra que cada mastro apresenta dois estais de suporte. Esses estais, embora possuam função essencialmente mecânica, também conduzem parte da corrente de uma descarga atmosférica que incide na torre ou nos cabos de blindagem. Nesse sentido, os estais tem o efeito global de reduzir a impedância de surto equivalente da torre. Neste trabalho, os estais são modelados de acordo com a sugestão do grupo de estudos de linhas de transmissão do CIGRE [20] como linhas monofásicas sem perdas, cuja impedância de surto é calculada empregando-se também a formulação de Jordan, assumindo-se cada estai como um condutor individual. A Figura 3.5 indica os detalhes geométricos do estai considerando-se a LT em um plano vertical, de onde pode-se inferir, a partir da lei dos cossenos, o comprimento de cada estai igual a aproximadamente 50,7 m. Aplicando a fórmula de Jordan, equação (3.1), obtém-se uma impedância de surto $Z_{estai} = 517,07 \Omega$ por estai.

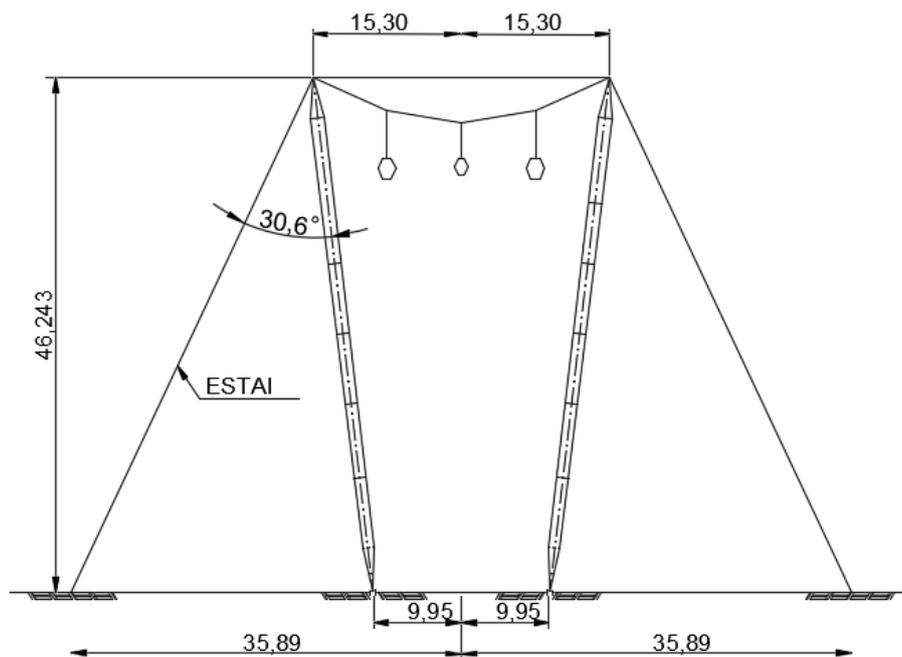


Figura 3.5 – Ângulo do estai com o mastro. Diâmetro do estai 1 1/16” (26,9875 mm).

C) Modelagem dos cabos de interligação e de sustentação das fases

De acordo com a Figura 3.5, os mastros da torre são conectados por meio de um cabo de interligação, mostrado na Figura 3.6, e, abaixo desse, há um outro cabo que tem a função de sustentar as cadeias de isoladores das fases, mostrado na Figura 3.7. Considerando os comprimentos desses cabos (da ordem de algumas dezenas de metros) e o fenômeno de interesse, o tempo de trânsito neles pode influenciar os resultados e não deve ser desprezado. Também, vale mencionar que, para a linha em questão, a sobretensão na cadeia de isoladores resultante de uma incidência no mastro ou no cabo de interligação entre os mastros decorre, basicamente, de três fenômenos: i) da corrente que circula diretamente pelo cabo de sustentação das fases, que corresponde à parcela mais importante; ii) da tensão induzida nas fases devido à corrente que circula pelos cabos de blindagem; e iii) da tensão induzida no cabo de sustentação das fases devido à corrente que circula pelo cabo de interligação entre os mastros. Nesse contexto, os dois cabos foram modelados no ATP com o auxílio da LCC como uma seção de 30,6 m de uma linha de 2 condutores, cujas características estão apresentadas nas Figura 3.6 e Figura 3.7. A altura do cabo de interligação entre os mastros é assumida igual à altura da torre e do cabo de sustentação das fases igual à altura da torre subtraída de dois terços de 3,95 m, que corresponde à distância entre o cabo de interligação entre os mastros e o ponto mais baixo do cabo de sustentação das fases. É importante salientar que essa seção de LT para

representação dos cabos de interligação e de sustentação é independente da representação dos condutores (fase e de blindagem) da linha transmissão, uma vez que são ortogonais entre si.

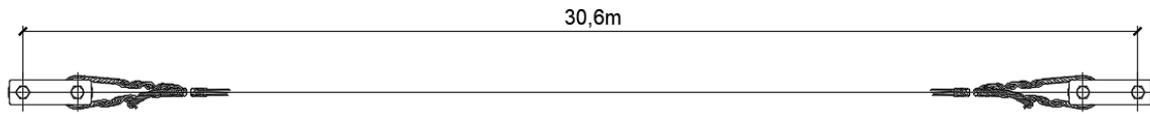


Figura 3.6 – Cabo de interligação entre os mastros, diâmetro 5/8” (15,875 mm), Rcc= 1,1907 Ω/km

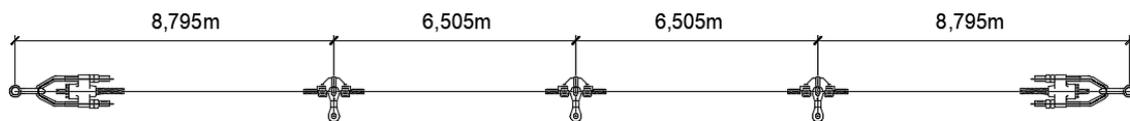


Figura 3.7 – Cabo de sustentação das fases, diâmetro 1 1/8” (28,575 mm), Rcc= 0,36752 Ω/km

3.6 Modelagem dos isoladores

Quando ocorre a incidência de uma descarga atmosférica na torre ou nos cabos de blindagem, sobretensões são desenvolvidas nas cadeias de isoladores que sustentam os cabos fase. Se essas sobretensões superarem a suportabilidade da cadeia de isoladores, há o estabelecimento de um arco elétrico conectando o condutor e a estrutura aterrada, que, se mantido, caracteriza um curto-circuito, seguido do desligamento da linha. De acordo com a Figura 3.8 as cadeias de isoladores da LT em questão são compostas por 23 discos, com comprimento total de cerca de 3,91 m, e CFO = 1830 kV.

Para avaliação da ocorrência de ruptura do isolamento frente a uma dada sobretensão imposta, utiliza-se, neste trabalho, o método DE. O conceito do método DE está baseado na ideia da existência de um efeito disruptivo crítico DE_c para cada arranjo isolante [36]. Cada surto de tensão não padronizado possui um efeito disruptivo (DE) associado. Se esse valor DE exceder o valor crítico, há a ocorrência de uma descarga disruptiva, que provoca a ruptura do isolamento. A corrente associada à sobretensão que leva à ruptura do isolamento é chamada de corrente crítica I_{crit} . O efeito disruptivo associado a uma onda de tensão é determinado por:

$$DE = \int_{t_0}^t [e(t) - V_0]^{k_d} dt \quad (3.5)$$

em que $e(t)$ corresponde à onda de tensão aplicada sobre o isolador, V_0 refere-se ao limiar de tensão a partir do qual tem início o processo de ruptura no isolador, t_0 é o instante de tempo em que o valor instantâneo de $e(t)$ ultrapassa V_0 , k_d é um fator adimensional, e DE é a variável denominada “efeito disruptivo”. Para uma linha de 500 kV típica, as constantes do método DE podem ser obtidas de acordo com [36]: $DE_C = 1,1506(CFO)^{k_d}$; $k_d = 1,36$; $V_0/CFO = 0,770$.

Para se ter em conta a influência da tensão da rede na determinação da corrente crítica, faz-se uma adaptação do procedimento sugerido em [14].

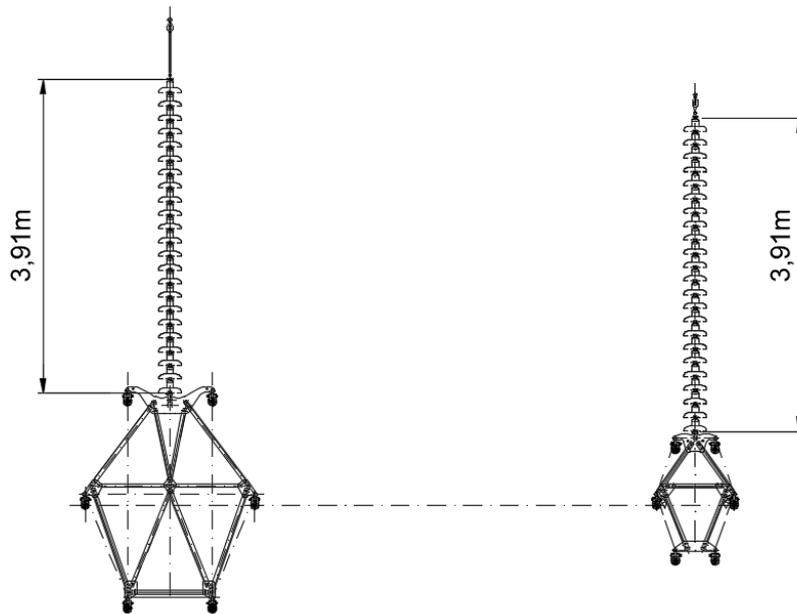


Figura 3.8 – Cadeia de isoladores com 23 discos ($\text{Ø}280 \times 170$ mm) fase lateral e fase central.

3.7 Modelagem do sistema de aterramento

A Figura 3.9 ilustra o sistema de aterramento da torre da LT sob estudo, considerando diferentes fases de aterramento. De cada mastro saem cabos contrapesos radiais até o ponto de conexão dos estais de onde são lançados contrapesos paralelos à faixa de servidão da linha. Há seis pontos de injeção de corrente, dois a partir dos mastros e outros quatro a partir dos pontos de conexão dos estais. O comprimento L de cabo contrapeso, lançado a partir dos pontos de conexão dos estais é definido de acordo com a resistividade do solo, existindo 5 fases de aterramento com comprimentos que variam de acordo com a Tabela 3.3, respectivamente para as chamadas fase 1 a fase 5. Apresenta-se, nas subseções a seguir, uma descrição da modelagem empregada para o sistema de aterramento.

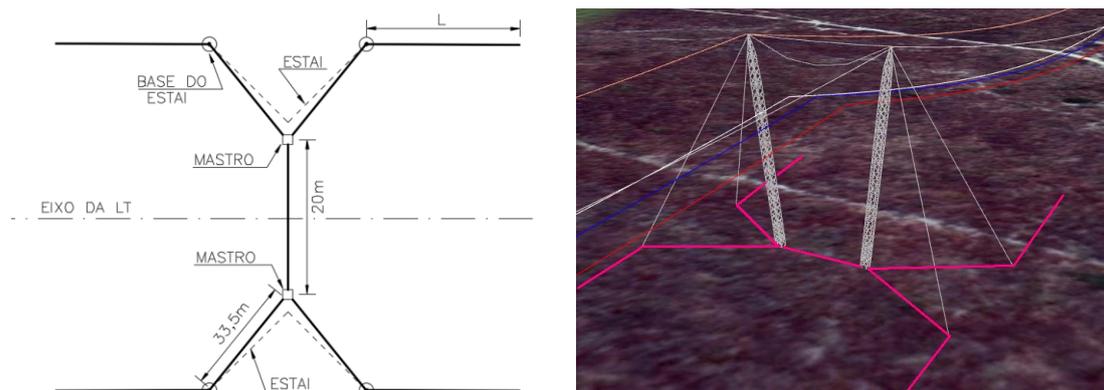


Figura 3.9 – Sistema de aterramento da torre.

Tabela 3.3 – Comprimento das fases do sistema de aterramento

Fase	1	2	3	4	5
L (m)	15	30	60	90	120

3.7.1 Modelagem eletromagnética do sistema de aterramento

Quando submetido a correntes advindas da incidência de descargas atmosféricas, o aterramento apresenta comportamento distinto daquele frente a fenômenos lentos e, de modo geral, mais complexo [46], [47]. Em decorrência do formato impulsivo das formas de onda de corrente de descargas atmosféricas, o espectro representativo de frequências associado vai desde c.c. até alguns MHz [13]. Nessa faixa, o aterramento apresenta comportamento dependente da frequência e os efeitos capacitivo e indutivo são importantes. Adicionalmente, considerando as componentes de alta frequência da descarga atmosférica, os efeitos de propagação são significativos e a corrente injetada no aterramento pode ser vista como uma onda viajante guiada pelos eletrodos que estão imersos em um meio com perdas (solo).

A consideração simultânea dos fenômenos descritos no parágrafo anterior de forma rigorosa exige a aplicação de um modelo eletromagnético baseado diretamente na teoria de campo. Neste trabalho, utiliza-se o Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM do inglês *Hybrid Electromagnetic Model*), descrito em [48] e cujo detalhamento adicional foge do escopo desta dissertação. Vale salientar que o HEM foi amplamente validado com resultados experimentais, tendo em conta distintos arranjos de eletrodos de aterramento [49]–[52]. Em síntese, o sistema de aterramento é dividido em diversos pequenos elementos com comprimento muito superior ao raio do eletrodo (abordagem fio fino). Os acoplamentos eletromagnéticos (condutivo, capacitivo e indutivo) entre os

diversos elementos são considerados de forma rigorosa aplicando-se os potenciais vetor magnético e escalar elétrico. Os efeitos de propagação também são contemplados por meio da constante de propagação intrínseca do solo. Todos os cálculos são realizados no domínio da frequência sendo que, para cada frequência específica de interesse, tem-se como resultado da aplicação do modelo o seguinte sistema matricial:

$$Y_g \cdot V_N = I_N \quad (3.6)$$

em que Y_g é chamada matriz de admitância nodal do aterramento, V_N é o vetor de potenciais nodais (em relação ao terra remoto) e I_N é o vetor de correntes injetadas nos nós. A solução do sistema linear de equações (3.6), considerando a injeção de uma corrente externa em um ou mais nós, fornece os fasores de tensões nodais para uma frequência específica. Sejam as observações adicionais a seguir:

- Note-se que, uma vez que os cálculos são realizados diretamente no domínio da frequência, a inclusão de meios dispersivos, cujos parâmetros tenham dependência com a frequência, é imediata. Neste trabalho, a dependência da frequência da resistividade e da permissividade é considerada por meio do modelo proposto por Alipio e Visacro [53], que foi recentemente recomendado pelo CIGRE na Brochura C4.33 para inclusão do fenômeno de dependência da frequência dos parâmetros do solo em estudos de transitórios no sistema elétrico [54]. Esse modelo é baseado em 65 medições realizadas em condições de campo, compreendendo diferentes tipos de solos, com resistividade em baixa frequência variando entre cerca de 60 Ωm a 18.000 Ωm . Adicionalmente, as premissas do modelo supracitado são baseadas nas Equações de Maxwell e nas relações de causalidade de Kramers-Kronig [53]. A variação da resistividade $\rho(f)$ e da permissividade relativa $\epsilon_r(f)$ com a frequência são dadas, respectivamente, por (3.7) e (3.8) [53], [54].

$$\rho(f) = \rho_0 \{1 + 4,7 \times 10^{-6} \times \rho_0^{0,73} \times f^{0,54}\}^{-1} \quad (3.7)$$

$$\epsilon_r(f) = 9,5 \times 10^4 \times \sigma_0^{0,27} \times f^{-0,46} + 12 \quad (3.8)$$

onde ρ_0 é a resistividade c.c. em Ωm , determinada utilizando-se técnicas e instrumentos convencionais, e f é a frequência em Hz.

- A matriz de admitância nodal do aterramento Y_g condensa as informações de acoplamento eletromagnético entre os diversos elementos em que o aterramento é particionado e, adicionalmente, os efeitos de propagação. Pode-se afirmar, portanto, que a matriz Y_g caracteriza de forma completa e rigorosa o comportamento do aterramento, no domínio da frequência. Essa representação assume que o sistema é linear, o que implica que os efeitos de ionização do solo são desprezados. Considerando os longos cabos contrapesos utilizados em LTs brasileiras e, além disso, os múltiplos pontos de injeção de corrente para a linha em questão, tem-se uma densidade de corrente de dispersão para o solo que provoca baixos níveis de ionização. Assim, os efeitos de ionização do solo são negligenciados neste trabalho.
- Considerando-se a injeção de uma corrente harmônica de 1 A em um dado nó p , a solução de (3.6) em uma faixa de frequências de interesse, permite a determinação da impedância harmônica de aterramento $Z(j\omega)$ vista desse nó, que corresponde numericamente ao fasor de tensão desenvolvido no nó p . Nos casos mais gerais em que há a injeção de corrente em múltiplos nós, como é o caso do aterramento em questão (que apresenta 6 pontos de injeção de corrente, conforme Figura 3.9), a matriz Y_g , reduzida aos nós de interesse, é necessária para caracterizar o comportamento do aterramento.

3.7.2 Ajuste da resposta em frequência do aterramento

Conforme mencionado, a matriz de admitância nodal do aterramento caracteriza de forma completa o comportamento do aterramento em ampla faixa de frequências, desde que a ionização do solo possa ser desprezada. Nesse sentido, com o intuito de se avaliar o comportamento da LT sob estudo frente a sobretensões atmosféricas, busca-se uma representação da matriz Y_g no domínio do tempo e que possa ser incorporada com facilidade em plataformas do tipo ATP/EMTP.

Nessa perspectiva, uma vez determinada a resposta do aterramento na faixa de frequências de interesse, a matriz de admitâncias $Y_g(s)$ é ajustada como um modelo de polos e resíduos conforme (3.9). Esse modelo usa um conjunto de polos comuns para todos os elementos de $Y_g(s)$.

$$Y_g(s) \cong Y_{fit}(s) = \sum_{m=1}^N \frac{R_m}{s - a_m} + D + sE \quad (3.9)$$

em que a_m são os polos, R_m é a matriz de resíduos, N é a ordem da aproximação (número de polos) e D e E são matrizes reais. A ordem das matrizes depende do número de nós de interesse do sistema em questão. No caso deste trabalho, tem-se matrizes de ordem 6×6 , considerando os seis nós de interesse do sistema de aterramento da linha de transmissão.

Para obtenção de um modelo conforme (3.9), utiliza-se, neste trabalho, a técnica de ajuste vetorial (*vector fitting*) [38], sendo a passividade do modelo garantida por perturbação dos parâmetros do modelo, conforme proposto em [55]. O algoritmo do *vector fitting* implementado em MATLAB® é de domínio público e está disponível em [39]. Em todos os casos deste trabalho, essa rotina foi empregada para ajustar a matriz de admitância nodal de aterramento na faixa de frequências entre 1 Hz e 10 MHz.

Uma vez obtido o ajuste da matriz $Y_g(s)$ na forma de uma soma de funções racionais, sintetiza-se um circuito multiportas equivalente (número de portas sendo igual ao número de nós de interesse). Esse circuito é composto por ramos conectados entre os nós do sistema e o nó de referência (terra remoto), representando os elementos da diagonal principal de $Y_g(s)$, e ramos conectados entre os nós do sistema, representando os elementos fora da diagonal principal de $Y_g(s)$. Neste trabalho, utiliza-se a rotina *netgen.m* descrita em [56] e disponibilizada em [39], que converte o modelo racional gerado pela técnica de ajuste vetorial em um circuito elétrico equivalente. Esse circuito é gravado em um arquivo de texto que pode ser facilmente incorporado em plataformas do tipo ATP/EMTP.

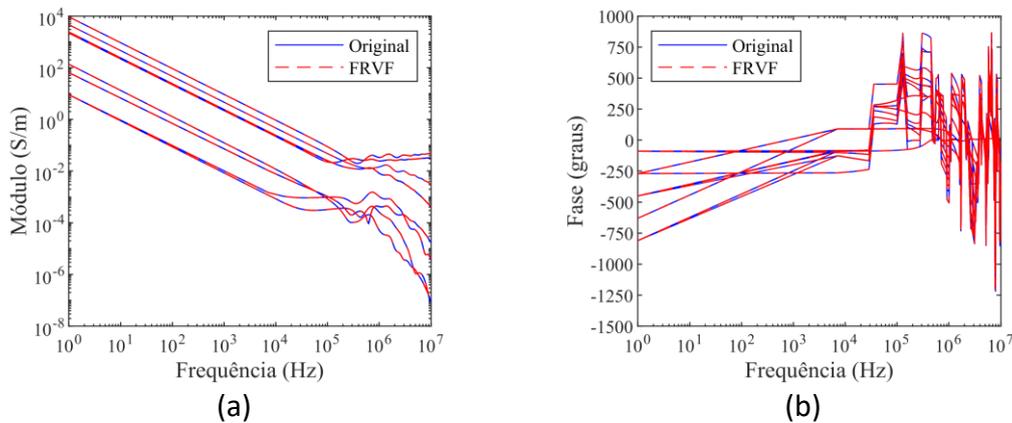


Figura 3.10 – Ajuste do modelo de polos e resíduos da matriz de admitância nodal de aterramento (dimensão 6×6), (a) módulo e (b) fase, considerando uma resistividade de $3000 \Omega\text{m}$ e fase 2 ($L=30 \text{ m}$) de aterramento, conforme Figura 3.9. FRVF refere-se ao ajuste obtido via *vector fitting*.

3.7.3 Escolha das fases de aterramento

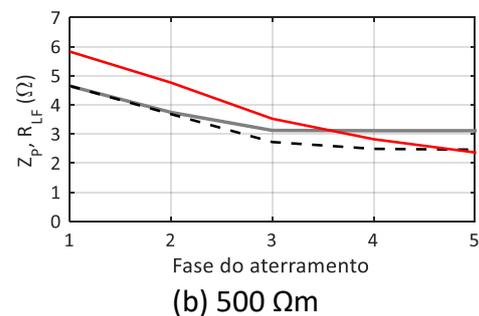
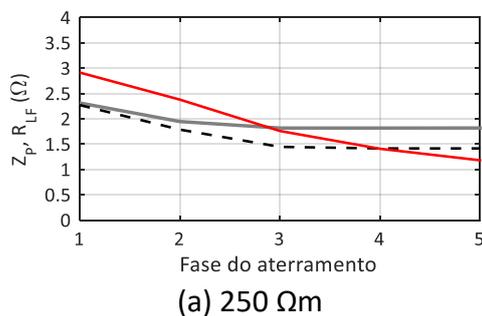
A escolha da fase do aterramento depende, sobretudo, da resistividade do solo e, até a data de submissão à banca desta dissertação de mestrado, é frequentemente definida por projetistas de linhas de transmissão de acordo com um valor desejado de resistência de aterramento; isto é, aumenta-se a fase de aterramento até que um dado valor desejado de resistência de aterramento seja atingido (até uma fase limite). Esse critério, ainda largamente utilizado por projetistas, encerra dois erros conceituais principais quando se trata da avaliação do desempenho de linhas frente a descargas atmosféricas.

Conforme discutido na seção 2.7 do capítulo 2, o comportamento do aterramento frente a correntes impulsivas não é adequadamente descrito por sua resistência de baixa frequência, mas sim por uma impedância dependente da frequência ou, ainda, de forma simplificada, porém com boa exatidão, como uma impedância impulsiva no domínio do tempo. Dessa forma, um critério de projeto baseado na resistência de aterramento, e não na impedância de pé de torre, pode levar a estimativas não realísticas do desempenho da linha de transmissão. Segundo, dependendo do valor desejado de resistência de aterramento, há a tendência de se lançarem longos cabos contrapeso até que esse valor seja obtido. Todavia, no caso de transitórios eletromagnéticos de alta frequência, o aumento do comprimento dos cabos contrapeso pode não refletir diretamente na redução da impedância impulsiva. Ao se atingir o comprimento efetivo do eletrodo de aterramento, aumentos adicionais de sua extensão se traduzem na redução da resistência de aterramento, mas não da impedância impulsiva. Portanto, a utilização de longos cabos contrapeso, que levam a uma baixa resistência de aterramento, pode gerar a falsa expectativa de uma correspondente baixa impedância, que é o parâmetro realmente importante quando se avalia o desempenho de linhas frente a descargas atmosféricas.

Tendo em conta os comentários anteriores, a Figura 3.11 apresenta um gráfico da resistência de aterramento e da impedância impulsiva em função da fase de aterramento, considerando seis valores selecionados de resistividade do solo ρ_0 : 250, 500, 1.000, 2.000, 5.000 e 10.000 Ωm . No caso da impedância impulsiva, são apresentadas duas curvas, já que a impedância depende do ponto de injeção de corrente: a partir dos mastros ou a partir dos estais. A impedância impulsiva foi definida como a razão entre a elevação de potencial resultante no respectivo ponto de injeção (base dos mastros ou ponto de conexão dos estais) e a corrente total injetada no sistema, i.e., a corrente de descarga que incide na torre de transmissão. Todos os cálculos foram realizados utilizando a implementação do

HEM desenvolvida no LabTEM/CEFET-MG e considerando a onda de corrente de primeira descarga mediana da estação do Morro do Cachimbo mostrada na Figura 3.2. Outras análises mais abrangentes sobre o comportamento do aterramento, inclusive tendo em conta descargas subsequentes, podem ser encontradas em uma publicação originada desta dissertação [7]. Essa publicação está anexada no fim da dissertação.

De acordo com os resultados, para os solos de resistividade baixa ou moderada ($1.000 \Omega\text{m}$ ou inferior), nota-se que os valores de Z_P são basicamente coincidentes, independentemente do ponto de injeção de corrente, até uma determinada fase a partir da qual a impedância impulsiva vista dos estais apresenta uma redução adicional, enquanto aquela vista dos mastros permanece constante. Isso decorre do fato de que a corrente injetada no sistema de aterramento através dos mastros se propaga (e sofre atenuação) por cerca de 33,5 m antes de alcançar os cabos contrapesos conectados aos estais. Dessa forma, em decorrência da atenuação das ondas que se propagam nos eletrodos de aterramento, que é mais significativa em solos de menor resistividade, parte do cabo contrapeso pode não ser vista pela corrente injetada através dos mastros e, portanto, não contribuir para reduções adicionais da impedância impulsiva. O valor de Z_P visto dos estais deixa de diminuir basicamente quando o comprimento efetivo dos cabos contrapeso é atingido. Note-se, adicionalmente, que a fase a partir da qual ocorre a diferenciação entre as duas curvas de Z_P é tão menor quanto menor a resistividade do solo. Finalmente, vale ressaltar que a impedância impulsiva é menor do que a resistência de aterramento, desde que o comprimento efetivo não tenha sido atingido. Isso decorre do fenômeno de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo [50], [57].



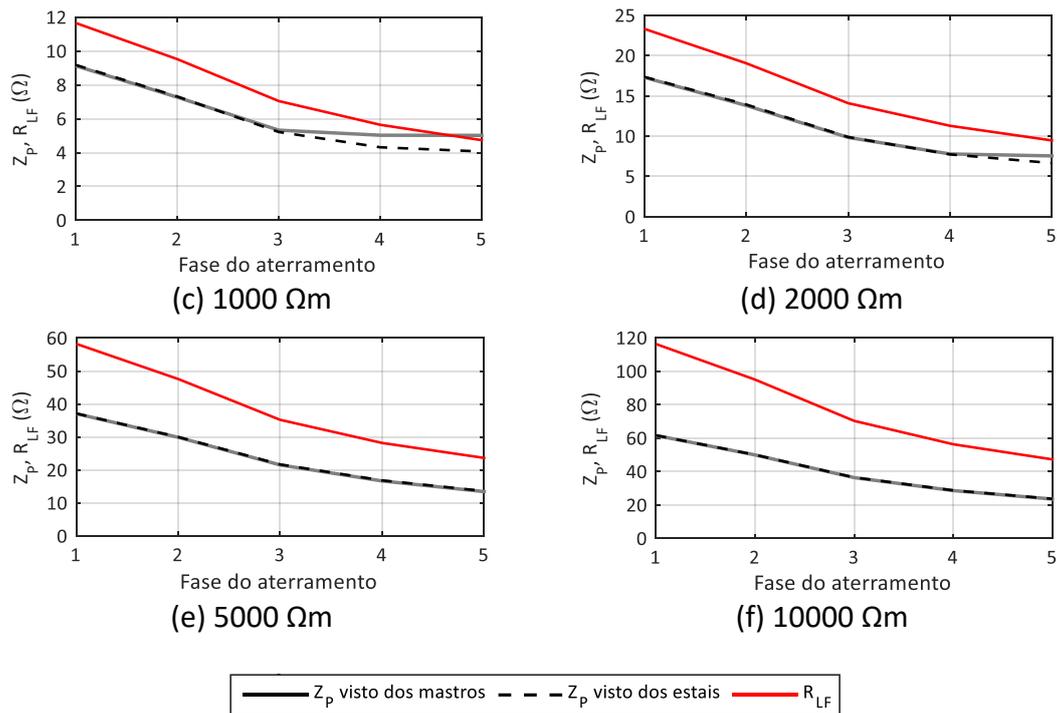


Figura 3.11 – Resistência de aterramento e impedância impulsiva (vista dos mastros e dos estais) em função da fase de aterramento.

Para os solos de maior resistividade (2.000 Ωm ou superior), as curvas de Z_P são essencialmente coincidentes, uma vez que, dado o elevado valor de comprimento efetivo, todo o sistema de aterramento é enxergado pela corrente, independentemente do ponto de injeção. Isso é especialmente claro para os solos de resistividade bastante elevada, 5.000 e 10.000 Ωm . Para esses casos, o valor de Z_P permanece menor do que o de R_{LF} para todas as fases de aterramento. Além disso, Z_P é tão menor do que R_{LF} quanto maior a resistividade do solo, conforme [50], [57].

Os resultados anteriores permitem a realização de algumas reflexões interessantes do ponto de vista de definição da fase do aterramento a ser utilizada no projeto, para cada resistividade do solo. A razão entre Z_P e R_{LF} , conhecida como coeficiente de impulso I_C , é menor do que 1, desde que o comprimento efetivo não tenha sido atingido [57]. Também, I_C distancia-se mais da unidade tanto quanto maior for a resistividade do solo. Esse resultado decorre do fenômeno de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo e foi recentemente reportado na brochura do CIGRE C4.33 [54], que tem um caráter de pré-normatização no contexto de engenharia. Tendo isso em conta, estabeleceu-se o seguinte critério para determinação da fase de aterramento, de acordo com a resistividade do solo: $Z_P \leq 20 \Omega$, tendo como referência o valor de Z_P visto dos mastros. Com base nesse critério, a Tabela 3.4 apresenta as fases escolhidas para onze

valores de resistividade do solo, juntamente com os valores de Z_P e R_{LF} para cada configuração. Note-se que, para o solo de 10.000 Ωm , mesmo utilizando-se a fase 5 do aterramento, o valor de Z_P é um pouco superior a 20 Ω ; já para a resistividade de 20.000 Ωm , o valor de Z_P é quase duas vezes 20 Ω , embora ainda muito inferior ao valor de R_{LF} . Por fim, vale ressaltar que, para resistividades entre 2.000 Ωm e 7.000 Ωm , o valor de R_{LF} é superior a 20 Ω o que implicaria em lançamento de uma fase superior de aterramento, ou a adoção de medidas complementares, caso o critério fosse baseado na resistência de aterramento de baixa frequência.

Tabela 3.4 – Fases do aterramento de acordo com a resistividade do solo

ρ	100 Ωm	250 Ωm	500 Ωm	700 Ωm	1.000 Ωm	2.000 Ωm	3.000 Ωm	4.000 Ωm	5.000 Ωm	7.000 Ωm	10.000 Ωm	20.000 Ωm
Fase	1	1	1	1	1	1	2	3	4	5	5	5
Z_P (Ω)	0,94	2,31	4,65	6,47	9,13	17,29	19,70	17,92	16,68	17,85	23,54	38,21
R_{LF} (Ω)	1,12	2,91	5,83	8,16	11,66	22,31	28,56	28,17	28,20	33,11	47,26	94,3
$I_C=Z_P/R_{LF}$	0,84	0,80	0,80	0,79	0,78	0,77	0,69	0,64	0,59	0,54	0,50	0,41

3.7.4 Sumário das modelagens e circuito de simulação no ATP

A Figura 3.12 apresenta uma representação esquemática do circuito no ATPDraw e simulado no ATP. Nessa figura apresenta-se de forma resumida uma descrição do componente bem como do que ele representa tendo-se em conta o sistema real modelado. A descrição detalhada de cada componente pode ser consultada ao longo deste capítulo. Enfatiza-se que as modelagens utilizadas e/ou propostas buscaram representar o sistema sob estudo de forma rigorosa tendo-se em conta a faixa de frequências representativa do fenômeno descargas atmosféricas. O circuito ilustrado na Figura 3.12 foi tomado como base para realização de uma série de análises de sobretensões atmosféricas e cálculo do desempenho da linha no Capítulo 4.

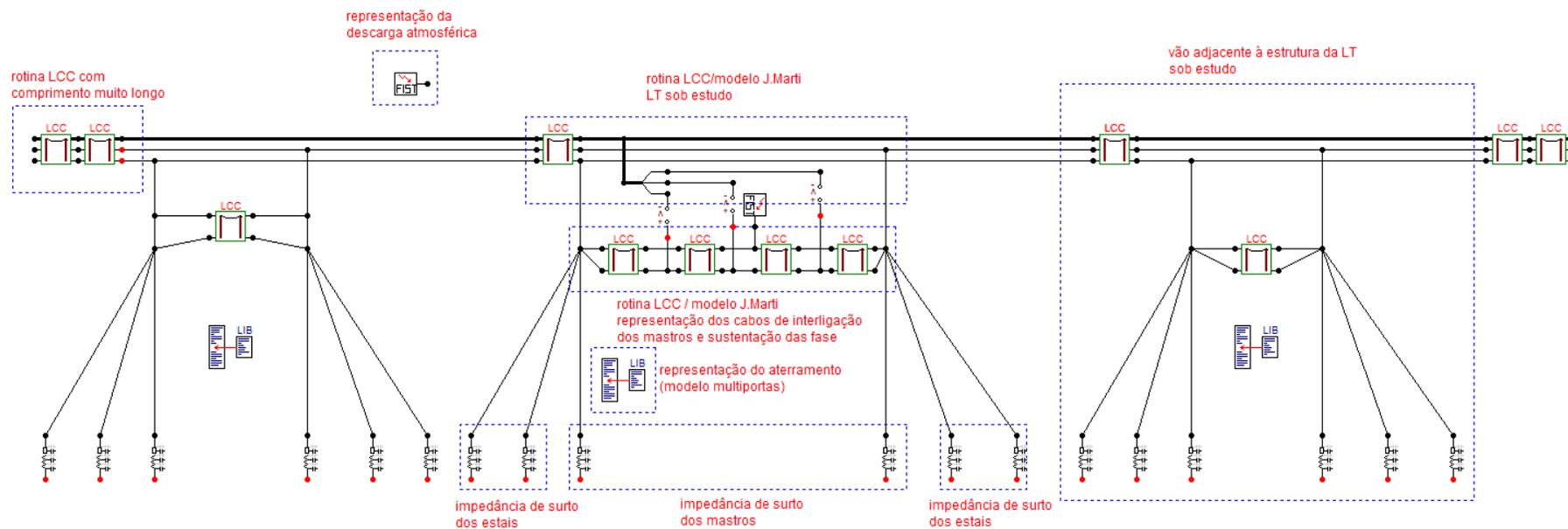


Figura 3.12 – Circuito representado no ATPDraw e simulado no ATP.

4 RESULTADOS

4.1 Introdução

Tendo como base a modelagem estabelecida no Capítulo 3, o presente capítulo apresenta o estudo de desempenho frente a descargas atmosféricas da LT de SIL elevado em estudo neste trabalho. Com o intuito de se apresentar um estudo detalhado do desempenho da LT em questão, este capítulo está dividido conforme descrito na sequência.

Na Seção 4.2, são apresentadas formas de onda de sobretensões típicas nas cadeias de isoladores, considerando a incidência da descarga diretamente nos mastros ou no cabo de interligação entre eles.

A Seção 4.3 compreende o cálculo de desempenho da LT e está subdividida em uma série de subseções: em 4.3.1, é realizada uma comparação das sobretensões atmosféricas nas cadeias de isoladores, assumindo-se duas representações para o aterramento: dependente da frequência, conforme Seção 3.7, e por sua resistência de baixa frequência, amplamente utilizada na indústria; em 4.3.2 a corrente crítica para ruptura do isolamento é determinada para diversas resistividades e assumindo-se as duas representações para o aterramento; em 4.3.3, com base na corrente crítica determinada anteriormente, é calculado o número de desligamentos/100 km/ano da LT para diversas resistividades; finalmente, em 4.3.4 apresenta-se o cálculo de desempenho da linha considerando-se três distribuições distintas de resistividade ao longo de sua rota.

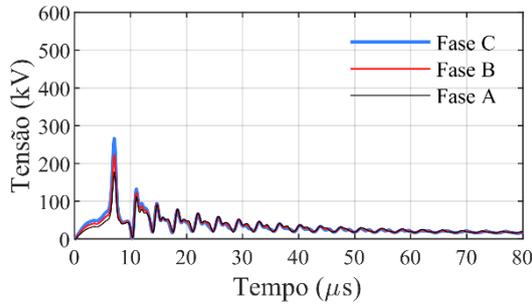
Na Seção 4.4 são apresentadas algumas discussões e reflexões, essencialmente de cunho prático, acerca do cálculo de desempenho de LTs frente a descargas atmosféricas.

Por fim, a Seção 4.5 apresenta as considerações finais do capítulo.

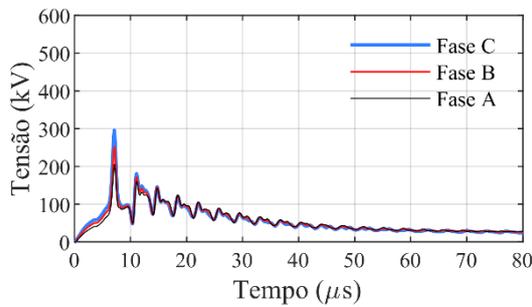
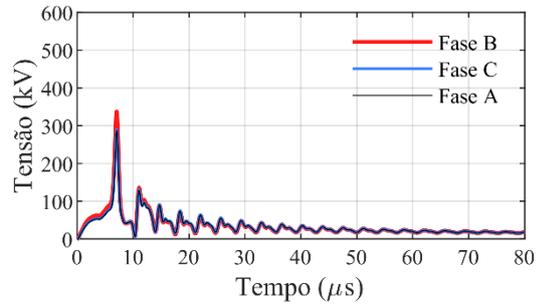
4.2 Sobretensões típicas nas cadeias de isoladores

Apresentam-se, nesta seção, as formas de onda de sobretensão nas cadeias de isoladores, considerando-se a injeção de uma onda de corrente mediana de primeira descarga cujos parâmetros refletem os resultados de medições realizadas na Estação do Morro do Cachimbo (valor de pico de 45 kA, conforma Figura 3.2 do capítulo 3). Consideram-se dois pontos de incidência da descarga atmosférica: no mastro à esquerda, mais próximo da fase C, e no ponto médio do cabo de interligação entre os mastros. A Figura 4.1 apresenta os resultados de sobretensão nas cadeias de isoladores das três fases, considerando incidência no mastro (curvas à esquerda) e no ponto médio do cabo de

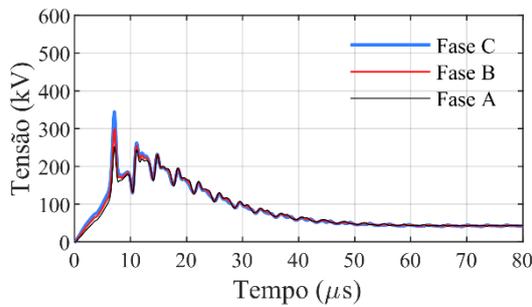
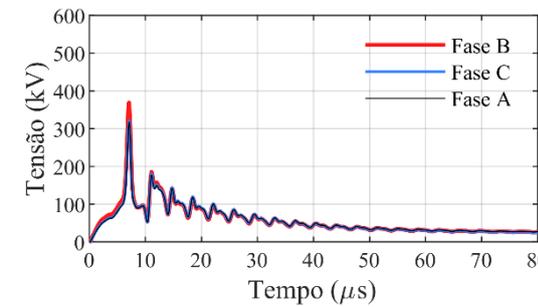
interligação (curvas à direita), assumindo-se oito valores seleccionados de resistividade do solo: (a) 250 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1.000 Ωm , (d) 2.000 Ωm , (e) 3.000 Ωm , (f) 5.000 Ωm , (g) 7.000 Ωm , e (h) 10.000 Ωm . Com o intuito de se focar nas formas de onda de sobretensão, assim como no comportamento e na característica delas, as simulações não incluem a modelagem da ruptura da isolamento, nem o efeito da tensão de 60 Hz.



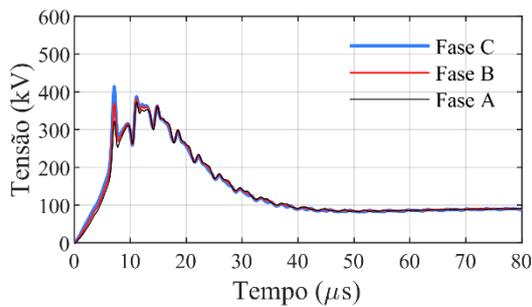
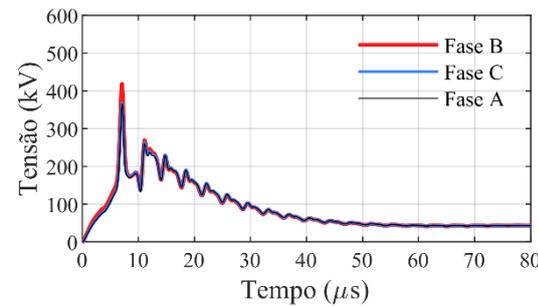
(a) 250 Ωm



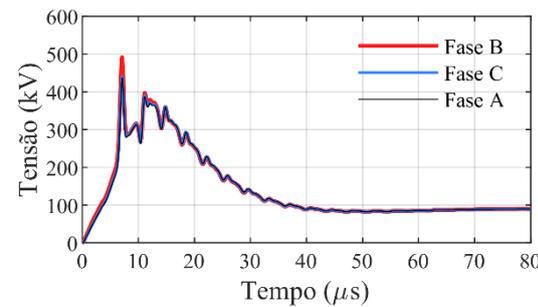
(b) 500 Ωm

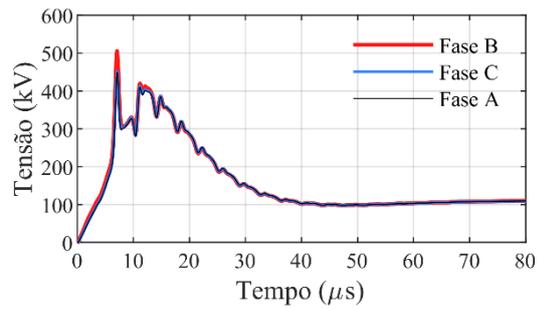
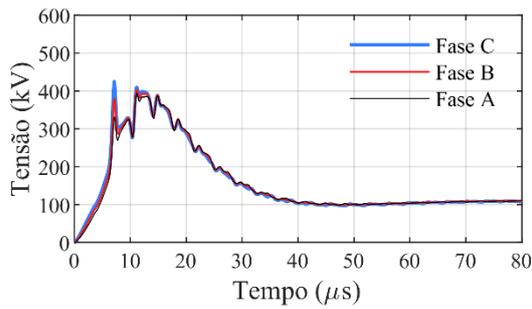


(c) 1.000 Ωm

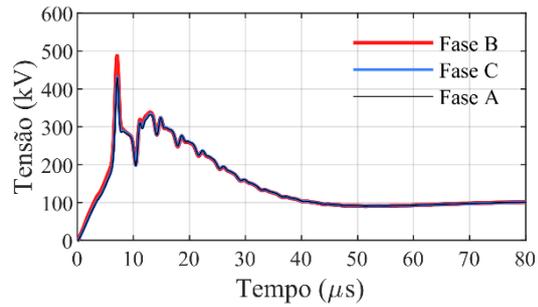
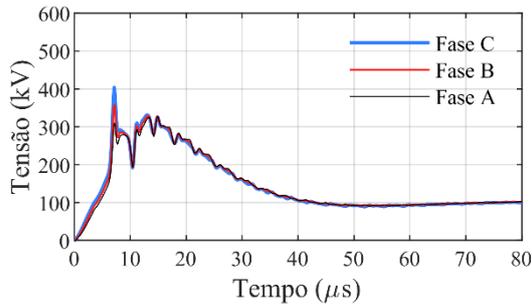


(d) 2.000 Ωm

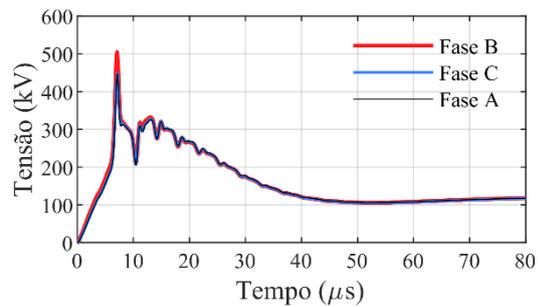
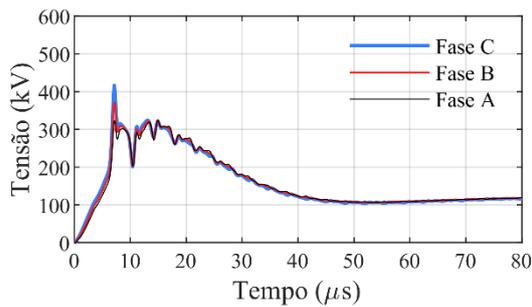




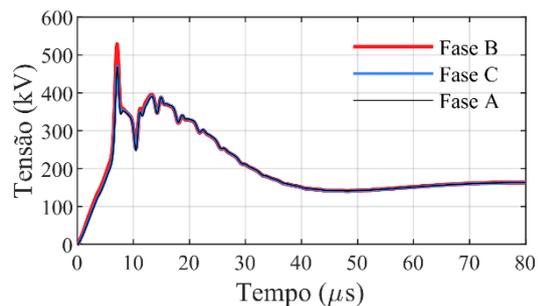
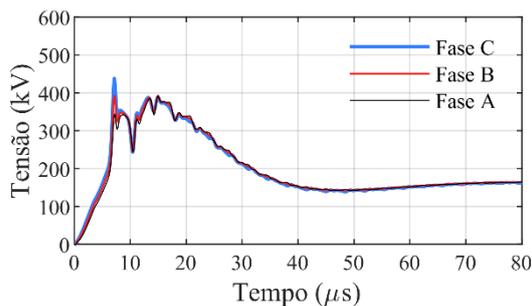
(e) 3.000 Ωm



(f) 5.000 Ωm



(g) 7.000 Ωm



(h) 10.000 Ωm

Figura 4.1 – Sobretensões nas cadeias de isoladores das fases C (fase mais à esquerda), B (fase central) e A (fase mais à direita), tendo como referência a Figura 3.1. As curvas à esquerda ilustram as sobretensões decorrentes da incidência no mastro próximo à fase C, enquanto as curvas à direita da incidência no ponto médio do cabo de interligação entre os mastros.

De acordo com os resultados, as sobretensões são mais elevadas para incidência no centro do cabo de interligação em comparação à incidência no mastro. Isso ocorre

porque, para a incidência no mastro, há uma maior divisão da corrente no ponto de impacto da descarga, tendo em vista a existência de seis percursos distintos para o seu fluxo: dois caminhos são encontrados através do cabo de blindagem (um em cada direção a partir do ponto de injeção da corrente); outra parte da corrente flui pelo cabo de interligação entre os mastros; uma parcela desce pelo próprio mastro; por fim, as parcelas restantes de corrente fluem por cada um dos dois estais.

Para incidência no mastro, a maior sobretensão ocorre na fase C, que é a fase mais próxima do mastro atingido no contexto da simulação realizada. À medida em que se consideram as fases mais distantes do ponto de impacto, as sobretensões correspondentes se reduzem. Para a incidência no ponto médio do cabo de interligação, a maior sobretensão ocorre na fase central, mais próxima do ponto de impacto, sendo as sobretensões nas fases laterais basicamente coincidentes, tendo em vista a simetria do sistema.

Independentemente do ponto de injeção de corrente, nota-se um aumento gradual do valor de pico da sobretensão à medida em que a resistividade do solo aumenta de 250 Ωm até 2.000 Ωm . Isso ocorre, pois, até a resistividade de 2.000 Ωm , a fase escolhida para o aterramento é a fase 1 e, assim, com o aumento da resistividade, há um aumento gradual da impedância impulsiva de aterramento, o que reflete no aumento do valor de pico da sobretensão.

Pode se notar que, para resistividades de 2.000 Ωm até 10.000 Ωm , o valor de pico das sobretensões é basicamente mantido. Isso ocorre porque as fases de aterramento foram escolhidas de modo a se manter um valor de impedância impulsiva próximo de 20 Ω . De fato, de acordo com a Tabela 3.4, o valor médio da impedância impulsiva para resistividades entre 2.000 Ωm e 10.000 Ωm é $\sim 21,6 \Omega$.

Por outro lado, nota-se que, para as resistividades de 7.000 Ωm e 10.000 Ωm , especialmente para esta, os valores de sobretensão ao longo da cauda são ligeiramente superiores àqueles observados para as resistividades de 2.000 Ωm a 5.000 Ωm . Isso decorre do maior valor de resistência de aterramento de baixa frequência para as maiores resistividades, conforme Tabela 3.3. Ainda, nota-se que, para um dado valor específico de resistividade e para os intervalos de decaimento lento das sobretensões (a cauda das ondas), os valores de sobretensão tendem para a mesma intensidade dentro da janela de tempo mostrada, independentemente do ponto de incidência da descarga. Isso ocorre porque, para instantes de tempo posteriores ao transitório, a faixa de frequências

representativas é baixa e os efeitos de propagação desprezíveis. Nesse caso, a torre pode ser assumida como equipotencial e o valor das sobretensões é basicamente regido pela resistência de aterramento de baixa frequência.

Por fim, observa-se que as sobretensões apresentam um caráter fortemente oscilatório nos primeiros microssegundos do transitório, independentemente do ponto de incidência. Isso ocorre, não apenas devido às reflexões advindas dos vãos adjacentes, mas também às várias reflexões que ocorrem nos próprios pontos de descontinuidade da torre de transmissão, dada a sua estrutura complexa.

4.3 Cálculo do desempenho da linha de transmissão

Apresentam-se, nesta seção, os passos necessários para o cálculo do desempenho da linha sob estudo, nomeadamente a determinação do número de desligamentos por 100 km por ano. Neste cálculo, considera-se a incidência no ponto médio do cabo de interligação entre os mastros. O desempenho é calculado considerando-se diferentes distribuições de resistividade do solo ao longo da rota da linha. Para efeitos de comparação, são consideradas duas representações para o aterramento:

- i) modelagem de banda larga, que considera o comportamento dependente da frequência, conforme discutido na seção 3.7;
- ii) modelagem por meio de uma resistência concentrada com valor igual à resistência de aterramento de baixa frequência.

4.3.1 Comparação entre as sobretensões considerando a representação do aterramento de banda larga e de baixa frequência

A Figura 4.2 apresenta uma comparação entre os resultados de sobretensão obtidos na fase central, considerando quatro valores selecionados de resistividade do solo, e as duas modelagens de aterramento (banda larga e resistência de baixa frequência). Com o intuito de se avaliar o comportamento da forma de onda de sobretensão, o efeito da tensão de 60 Hz e a modelagem da ruptura nos isoladores não são incluídos nesses resultados.

De acordo com os resultados, a representação do aterramento por meio de sua resistência de baixa frequência leva a maiores valores de pico de sobretensão, em comparação com a sua representação de banda larga. As discrepâncias se acentuam com o aumento da resistividade do solo. Na cauda, as duas representações levam a resultados

equivalentes. Isso ocorre porque, na cauda da onda, a resposta do circuito multiportas de banda larga do aterramento é dominada por sua faixa de baixa frequências, que corresponde exatamente à resistência de aterramento.

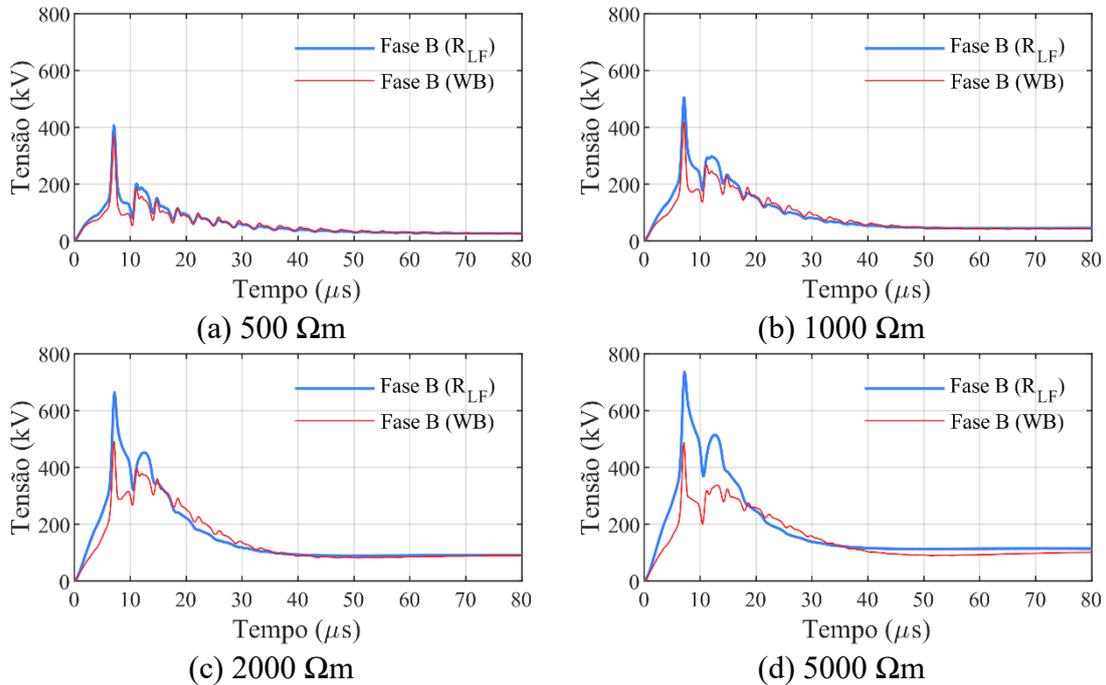


Figura 4.2 – Sobretensões nas cadeias de isoladores da fase central, tendo como referência a Figura 3.1, para uma incidência no ponto médio do cabo de interligação entre os mastros. Consideram-se duas representações do aterramento: circuito multiportas de banda larga e resistência de baixa frequência.

As diferenças entre as curvas de sobretensão para as duas representações do aterramento decorrem do fenômeno de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo que, conforme já comentado no capítulo 3, tem o efeito líquido de levar a uma impedância impulsiva inferior à resistência de aterramento, desde que o comprimento efetivo não tenha sido atingido. A redução da impedância impulsiva, parâmetro “enxergado” durante os primeiros microssegundos do transitório pela corrente de descarga que chega à base dos mastros e estais, leva a uma diminuição das sobretensões atmosféricas resultantes nas cadeias de isoladores da linha. A redução de tal parâmetro é tão mais significativa quanto maior a resistividade do solo e foi reportada em [11], [19], [41], [58] e, mais recentemente, pelo Grupo de Estudos do CIGRE C4.33 [54]. Note-se que o modelo multiportas de banda larga do aterramento contempla todo o seu comportamento dependente da frequência, desde a resistência de aterramento até o comportamento nas faixas superiores do espectro, nas quais os efeitos capacitivo, indutivo, de propagação e de dependência da frequência dos parâmetros do solo têm influência relevante.

4.3.2 Determinação da corrente crítica por resistividade

Simulações similares às apresentadas na Seção 4.2 foram extensivamente realizadas para diferentes resistividades e, a partir das curvas de sobretensão obtidas com a corrente ilustrada na Figura 3.2, determinou-se a sobretensão na cadeia de isoladores por unidade de kA. Aplicando-se o método DE, e incluindo-se o efeito da tensão de 60 Hz, foram determinadas as correntes críticas, considerando-se as duas modelagens do aterramento (banda larga e resistência de baixa frequência). Os resultados obtidos estão resumidos na Tabela 4.1, que também apresenta a probabilidade de ocorrência de uma descarga atmosférica cujo valor de pico da corrente de retorno seja superior à corrente crítica. Essa probabilidade foi determinada a partir da aplicação da equação (4.1), que é válida para as medições realizadas na Estação do Morro do Cachimbo [16], [44].

$$P(I > I_{crit}) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I_{crit}}{45}\right)^{3,9}} \quad (4.1)$$

Tabela 4.1 – Corrente crítica e probabilidade associada, considerando as duas modelagens do aterramento (banda larga e resistência de baixa frequência)

ρ (Ωm)	Modelo de banda larga		Resistência de baixa frequência		Δ^A (%)	Fase
	I_{crit} (kA)	$P(I > I_{crit})$ (%)	I_{crit} (kA)	$P(I > I_{crit})$ (%)		
100	617	$<10^{-2}$	607	$<10^{-2}$	~ 2	1
250	545	0,01	500	0,01	8	1
500	432	0,01	366	0,03	15	1
700	365	0,03	299	0,06	18	1
1.000	294	0,07	236	0,16	20	1
2.000	190	0,36	151	0,87	20	1
3.000	176	0,49	129	1,62	27	2
4.000	192	0,35	131	1,51	32	3
5.000	206	0,26	132	1,48	36	4
7.000	201	0,29	119	2,19	41	5
10.000	170	0,55	94	5,26	45	5
20.000	128	1,66	62	22,62	52	5

A: redução percentual da corrente crítica de baixa frequência em relação ao modelo de banda larga

De acordo com os resultados, independentemente da representação adotada para o aterramento, com o aumento da resistividade entre 100 Ωm e 2.000 Ωm há uma redução do valor da corrente crítica e conseqüente aumento da probabilidade de ocorrência de ruptura da isolação. Como já mencionado na seção anterior, isso decorre do fato de que,

até a resistividade de 2.000 Ωm , a fase 1 de aterramento foi a adotada e, portanto, há um aumento gradual da impedância impulsiva com o aumento da resistividade. Para solos entre 2.000 Ωm e 7.000 Ωm , os valores de corrente crítica são razoavelmente próximos, já que a impedância impulsiva de aterramento para esses casos são todas próximas de 20 Ω . As variações no valor da corrente crítica nessa faixa de resistividades estão todas em consonância com os valores de impedância impulsiva de aterramento indicados na Tabela 3.4. Os menores valores de corrente crítica são observados para as resistividades de 10.000 Ωm e 20.000 Ωm , que apresentam os maiores valores de impedância impulsiva.

Comparando-se os resultados obtidos por meio da representação de banda larga do aterramento com aqueles obtidos pela representação pela resistência de baixa frequência, nota-se que esta leva a menores valores de corrente crítica, isto é, uma maior probabilidade de ocorrência de ruptura da isolação. Nota-se, ainda, que a redução dos valores de corrente crítica, quando se representa o aterramento por sua resistência de baixa frequência, torna-se mais significativa à medida que a resistividade do solo aumenta. Isso pode ser observado na última coluna da Tabela 4.1 e é enfatizado no gráfico da Figura 4.3. A intensificação da redução percentual da corrente crítica com o aumento da resistividade decorre do efeito de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, que é mais acentuado para solos mais resistivos e leva a valores de impedância impulsiva inferiores à resistência de aterramento. Note-se que o coeficiente de impulso, relação entre a impedância impulsiva e a resistência de baixa frequência, vale cerca de 0,5 e 0,4, respectivamente para os solos de 10.000 Ωm e 20.000 Ωm .

Por fim, cabe aqui um comentário de caráter prático. Embora seja fisicamente consistente quantificar a redução percentual da corrente crítica comparando-se as representações do aterramento de banda larga e por sua resistência de baixa frequência, deve-se ter cautela ao se estender essa comparação para a probabilidade de essa corrente ser excedida. Tendo como referência uma recente atualização das estatísticas referentes às medições da Estação do Morro do Cachimbo, reporta-se que a máxima amplitude de corrente medida é 156 kA [59]. Assim, qualquer uso da equação (4.1) para correntes próximas ou superiores a esse valor é questionável e o resultado obtido apresenta considerável incerteza. Adicionalmente, pode-se assumir que, dependendo do valor da corrente crítica, a probabilidade de que ela seja excedida, em termos práticos, é virtualmente nula. Dado o elevado CFO de linhas de 500 kV, os valores de corrente crítica obtidos são muito elevados, conforme indicado na Tabela 4.1. Por exemplo, para a

resistividade de 1.000 Ωm , observa-se uma redução da corrente crítica de cerca de 20%, comparando-se os resultados obtidos para representação do aterramento de banda larga e por resistência de baixa frequência. Por outro lado, o aumento da probabilidade de que a corrente crítica seja excedida é de quase 230%. Ora, do ponto de vista prático, ambas as correntes, 294 kA e 236 kA, para representação de banda larga e baixa frequência do aterramento, respectivamente, tem probabilidade virtual nula de ocorrência. Essa reflexão também tem impacto na análise dos resultados de estimativa do número de desligamentos da linha de transmissão, conforme discutido na próxima seção.

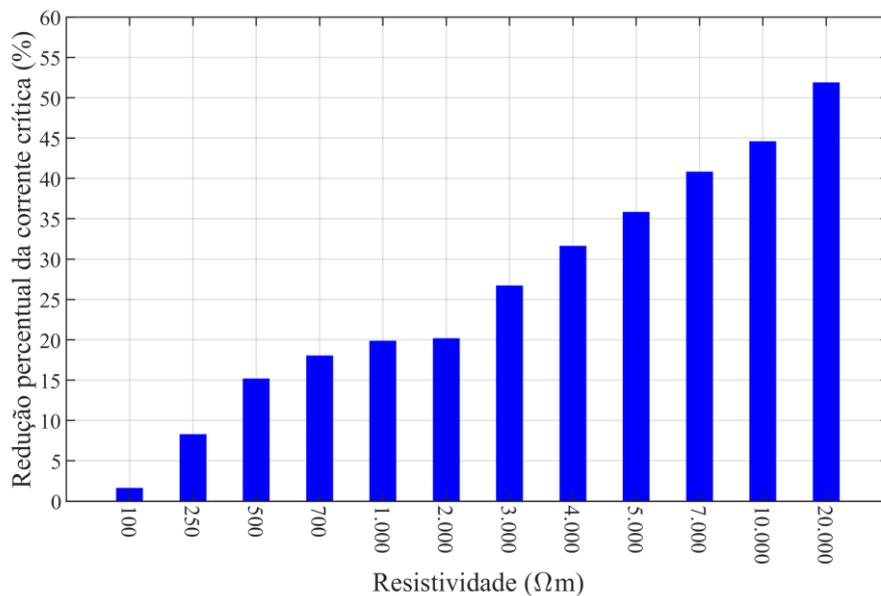


Figura 4.3 – Redução percentual da corrente crítica de baixa frequência em relação ao modelo de banda larga

4.3.3 Determinação da área de exposição da linha e do número de desligamentos por backflashover para cada resistividade

Para determinação da estimativa do número de desligamentos da linha de transmissão é necessário, como passo intermediário, determinar o número esperado de descargas incidentes nos seus cabos e condutores. O cálculo do número de descargas para a LT é baseado no conceito do raio ou faixa de atração de cada lado da linha ao longo de sua rota, que define, por sua vez, uma sombra. Desprezando-se as falhas de blindagem, canais de descarga que penetrem a sombra estabelecida pelos cabos de blindagem vão se conectar a canais ascendentes que partem das torres ou dos cabos de blindagem. A Figura 4.4 apresenta a largura W da sombra de uma LT com dois condutores de blindagem separados por uma distância b (em metros). Neste trabalho, adota-se para cálculo de W a

expressão proposta por Eriksson [60] e sugerida pelo guia Std 1243 do IEEE [6], dada por:

$$W = b + 28h^{0.6} \quad (4.2)$$

em que h é a altura da torre em metros.

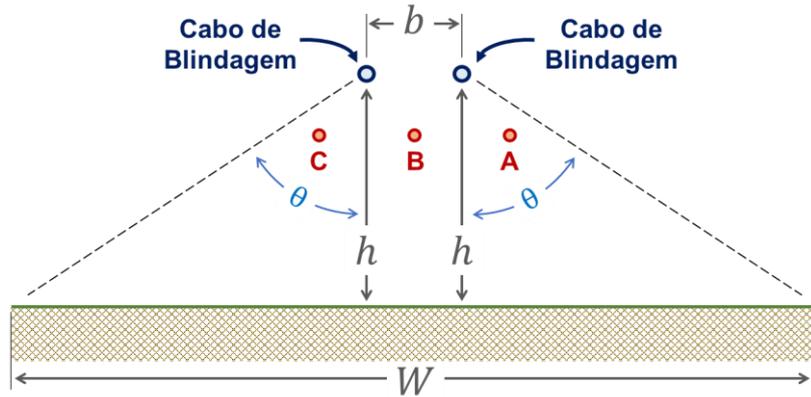


Figura 4.4 – Representação da largura de atração de cada lado da linha de transmissão.

Utilizando-se (4.2), o número de descargas N_{LT} esperadas para a LT por 100 km por ano é dado por:

$$N_{LT} = \frac{N_g \times W}{10} \quad (4.3)$$

em que N_g é a densidade de descargas para terra da região por onde a LT passa (descargas/km²/ano).

Finalmente, adota-se o fator empírico de 60%, sugerido em [14] e também adotado pelo guia Std 1243 do IEEE, para determinação do número de descargas N_T esperado para as torres da LT, isto é:

$$N_T = 0,6 \times N_{LT} \quad (4.4)$$

O número esperado de desligamentos por backflashover por 100 km por ano, $BFOR$, é então obtido pela multiplicação de N_T pela probabilidade da corrente crítica ser excedida, isto é

$$BFOR = N_T \times P(I > I_{crit}) \quad (4.5)$$

Com base nas probabilidades apresentadas na Tabela 4.1, nos dados geométricos da linha sob estudo e assumindo-se $N_g = 9$, a Tabela 4.2 apresenta o número de desligamentos por 100 km por ano esperados, para cada resistividade de solo analisada e para as duas modelagens do aterramento.

Tabela 4.2 – Número de desligamentos por 100 km por ano para diferentes resistividades do solo e considerando as duas modelagens do aterramento (banda larga e resistência de baixa frequência)

ρ (Ωm)	Modelo de banda larga	Resistência de baixa frequência
100	<10 ⁻²	<10 ⁻²
250	0,01	0,01
500	0,02	0,05
700	0,05	0,10
1.000	0,11	0,26
2.000	0,61	1,46
3.000	0,82	2,72
4.000	0,58	2,53
5.000	0,44	2,47
7.000	0,48	3,67
10.000	0,92	8,81
20.000	2,77	37,86

Conforme esperado, e consoante aos resultados da seção anterior, há uma redução da estimativa do número de desligamentos da linha, quando se considera a modelagem de banda larga para o aterramento. Essa redução se torna mais significativa com o aumento da resistividade do solo, sendo muito expressiva para as resistividades de 10.000 Ωm e 20.000 Ωm .

Novamente, e pelas mesmas razões já mencionadas na seção anterior, a comparação entre o número de desligamentos para as duas representações do aterramento deve ser feita com cautela para resistividades até 1.000 Ωm . Tendo como base as correntes críticas apresentadas na Tabela 4.1, pode-se afirmar que, em termos práticos, o número de desligamentos esperados assumindo-se solos até essa resistividade é virtualmente nulo, independentemente da modelagem do aterramento. Por outro lado, uma discussão aprofundada dos resultados da Tabela 4.2 isoladamente parece inadequada, uma vez que, ao longo da rota da LT, tem-se, não apenas uma resistividade, mas sim uma distribuição de resistividades. A próxima seção aborda tal questão.

4.3.4 Determinação do número de desligamentos por backflashover considerando-se a variação da resistividade do solo ao longo do percurso da linha

Ao longo da rota de uma linha de transmissão, dadas as variações na composição do terreno, tem-se a expectativa de que haja correspondente variação do valor da resistividade do solo. A estimativa no número total de desligamentos deve se contemplar tal variação.

Nesse caso, o número esperado de desligamentos por *backflashover* por 100 km por ano, *BFOR*, pode ser obtido por:

$$BFOR = \frac{1}{L_{LT}} \sum_{k=1}^N BFOR_k \times L_k \quad (4.6)$$

em que $BFOR_k$ é o número de desligamentos determinado para a resistividade ρ_k , L_k é o trecho de linha em que a resistividade ρ_k é representativa, L_{LT} é o comprimento total da linha ($L_{LT} = \sum_{k=1}^N L_k$) e N é o número de resistividades selecionado de tal maneira a se representar adequadamente a variação desse parâmetro do solo ao longo do percurso da linha.

Para se avaliar o desempenho da LT, foram considerados três cenários distintos de distribuição de resistividade, conforme Tabela 4.3. A primeira distribuição apresenta valor mediano, $\rho(50\%)$, de 700 Ωm e valor médio, $\bar{\rho}$, de cerca de 2.150 Ωm , representando uma distribuição com predominância de resistividades inferiores a 2.000 Ωm , mas também com a presença de solos de alta resistividade ($>5.000 \Omega\text{m}$). A segunda distribuição tem 50% dos valores superiores a 1.500 Ωm e valor médio de 3015 Ωm , representando uma rota com a presença acentuada de solos de alta resistividade. Por fim, a terceira distribuição corresponde a uma rota sem a presença de solos de resistividades muito elevadas, com valor máximo de 3.000 Ωm . Os resultados de cálculo do número de desligamentos considerando as duas modelagens do aterramento estão indicados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Número de desligamentos por 100 km para diferentes distribuições de resistividade ao longo da rota da linha e considerando as duas modelagens do aterramento (banda larga e resistência de baixa frequência)

Distribuição de resistividades em %												Valores medianos e médios (Ωm)		BFOR	
100 Ωm	250 Ωm	500 Ωm	700 Ωm	1.000 Ωm	2.000 Ωm	3.000 Ωm	4.000 Ωm	5.000 Ωm	7.000 Ωm	10.000 Ωm	20.000 Ωm	$\rho(50\%)$ $\bar{\rho}$	Modelo de banda larga	Resistência de baixa frequência	
5	15	20	15	15	5	5	5	5	5	3	2	700 2.147,5	0,26	1,73	
5	10	15	10	10	15	10	5	5	7	4	4	1500 3.015	0,43	2,91	
10	15	20	20	20	10	5	0	0	0	0	0	700 837,5	0,14	0,37	

Conforme as expectativas, a representação do aterramento por seu modelo de banda larga leva à estimativa de um número menor de desligamentos, em comparação com a representação por sua resistência de baixa frequência. A diminuição do número de desligamentos estimado é mais significativa para as duas primeiras distribuições de resistividade. Tendo em vista que ambas contemplam valores mais elevados de ρ , o efeito de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo é mais significativo. Para a terceira distribuição de resistividade, embora o número de desligamentos para a representação de banda larga do aterramento seja inferior ao obtido com o emprego da resistência de baixa frequência, a diferença entre ambas representações é menos significativa.

É importante mencionar que, considerando-se a representação de banda larga do aterramento, para as três distribuições de resistividade, o desempenho da LT é satisfatório tendo em conta o número máximo de desligamentos de 1 desligamento/100-km/ano estabelecido pelo ONS para linhas de 500 kV [5].

Quando se representa o aterramento por sua resistência de baixa frequência, apenas no caso da terceira distribuição de resistividades obtém-se um desempenho satisfatório. Para as duas primeiras distribuições, o número de desligamentos é superior ao permitido pelo ONS, sendo que, para a segunda distribuição, que apresenta maior valor médio de resistividade, assim como presença mais frequente de valores elevados ou muito elevados de tal parâmetro, o número de desligamentos é aproximadamente três vezes

superior ao permitido. Tal cenário pode levar a investimentos adicionais desnecessários, ou mal empregados, na linha de transmissão. Pode, ainda, estimular práticas de engenharia pouco consistentes para melhoria do desempenho da linha. Nesse sentido, algumas reflexões importantes do ponto de vista de engenharia são apresentadas na próxima seção.

4.4 Discussão e aspectos práticos

De acordo com os resultados apresentados, há diferenças entre as estimativas do número de desligamentos da LT sob investigação, dependendo da representação assumida para o sistema de aterramento de pé de torre. Essas diferenças decorrem, fundamentalmente, do fenômeno de dependência da frequência dos parâmetros do solo, que leva a uma redução da impedância impulsiva de aterramento, demonstrada por meio de medições [49] e simulações computacionais empregando um modelo eletromagnético preciso [57]. A consideração da impedância impulsiva de aterramento promove uma melhoria nos resultados estimados de desempenho da linha, tal como reportado recentemente pelo grupo de trabalho do CIGRE C4.33 [54].

A despeito disso, a resistência de aterramento de pé de torre ainda é amplamente utilizada como parâmetro de projeto, e não a impedância de aterramento. Considerando o “critério de 20Ω ”, nota-se que o gasto com cabos contrapeso seria sobremaneira superior para a linha em questão. Para linhas de maior extensão, esse gasto pode ser bastante significativo. Espera-se que o presente trabalho contribua para uma mudança de paradigma neste sentido, qual seja, fazer uso do conceito de impedância (harmônica ou impulsiva) em detrimento da resistência de baixa frequência.

Complementar ao comentário anterior, e considerando o ainda difundido uso da resistência de pé de torre por projetistas de LTs, é comum fazer-se uso do programa IEEE FLASH [6] para estimar o número de desligamentos. Seja uma situação exemplo considerando a linha em estudo e a primeira distribuição de resistividades da Tabela 4.3. Dados os valores elevados de resistência de aterramento para solos de maior resistividade, superior a $5.000 \Omega\text{m}$, tem-se um número de desligamentos superior ao permitido pelo ONS. Nessa situação, é muito comum o projetista atuar em pontos da linha onde o critério de 20Ω já foi verificado, lançando uma fase superior de aterramento para redução adicional da resistência de aterramento, diminuindo a média global da LT e, com isso, “melhorando” o seu desempenho. Além de representar um gasto adicional tecnicamente

desnecessário, essa prática parece inadequada. No contexto de uma LT de 500 kV, a redução da resistência de pé de torre de 15Ω para 5Ω , por exemplo, não tem nenhum impacto real na melhoria do desempenho da LT: a corrente crítica para ambas as resistências é muito elevada e possui probabilidade muito reduzida de ocorrência, se não for virtualmente nula. Entende-se que esse “artifício” de cálculo para melhoria no desempenho da LT é inconsistente e que aqueles pontos de maior resistência e de impedância de pé de torre determinarão o desempenho da linha.

Uma outra reflexão filosófica importante é o porquê do uso da impedância impulsiva ser, ainda, pouco difundido entre projetistas de linhas de transmissão. Uma possível razão é o conservadorismo adotado em grandes empreendimentos de linhas de transmissão, especialmente considerando as multas e penalidades impostas por órgãos regulamentadores devido a desligamentos não programados. Nesse contexto, pode-se haver certo receio em se utilizar a impedância impulsiva, que tem valor inferior à resistência de pé de torre. Tendo em vista que o fato de a impedância ser inferior à resistência de aterramento decorre da dependência da frequência dos parâmetros do solo, pode-se quantificar esse efeito de forma conservadora. O modelo para avaliação da dependência da frequência dos parâmetros do solo proposto em [53] e sugerido para aplicações de engenharia em [54] permite considerar diferentes graus de conservadorismo do efeito. Assim, o cálculo da impedância impulsiva de aterramento pode ser realizado com o grau de conservadorismo e margem de segurança desejados. Com tal possibilidade, parece injustificado insistir no uso da resistência de pé de torre para avaliação do desempenho da LT frente a descargas.

Por fim, vale ressaltar que as reflexões aqui colocadas não têm o intuito de desqualificar práticas consagradas em uso para avaliação do desempenho de LTs. Ao contrário, tem o objetivo de levantar discussões e questionamentos importantes e contribuir para um cálculo mais consistente e apurado do desempenho de linhas, sobretudo do ponto de vista de rigor físico que, inclusive, se traduz em eficiência econômica. Ressalte-se finalmente que, tão importante quanto essas discussões, é a comparação da estimativa de desempenho calculada com a série histórica de linhas de transmissão em operação com o intuito de se balizar os modelos de cálculo. Entretanto, essa tarefa exige a obtenção de dados ao longo de vários anos de operação do empreendimento.

4.5 Considerações finais

Este capítulo apresentou o estudo de desempenho da LT de SIL elevado em estudo. De acordo com os resultados, a linha apresenta um desempenho frente a descargas atmosféricas satisfatório, desde que o aterramento seja adequadamente modelado, considerando o seu comportamento dependente da frequência, assim como dos parâmetros elétricos do solo. A modelagem do aterramento por sua resistência de baixa frequência leva a estimativas superiores do número de desligamentos, especialmente nos casos em que a média das resistividades ao longo da rota da LT é elevada e onde há a presença de solos de resistividade muito elevada ($10.000 \Omega\text{m}$ ou superior). As estimativas do número de desligamentos obtida quando se representa o aterramento por sua resistência de baixa frequência, embora conservadoras, podem levar a números de desligamentos não realísticos. Ademais, podem implicar gastos adicionais que são tecnicamente desnecessários. Espera-se que as discussões apresentadas neste capítulo possam subsidiar a reavaliação e o aperfeiçoamento de práticas adotadas por projetistas de linhas de transmissão para fins de melhoria de seu desempenho frente a descargas atmosféricas.

5 CONCLUSÃO E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE

Este trabalho propôs uma modelagem para uma LT de SIL elevado em plataformas do tipo ATP/EMTP com a finalidade de avaliação de seu desempenho frente a descargas atmosféricas. Dentro do contexto dessas plataformas, buscou-se uma modelagem apurada do sistema de transmissão, que contemplasse a representação adequada da torre estaiada *Cross-Rope*, do comportamento dependente da frequência do aterramento, da ruptura do isolamento e, adicionalmente, da corrente de descarga atmosférica, incluindo-se suas características mais relevantes tendo como referência descargas reais medidas em torres instrumentadas.

A partir do extenso conjunto de simulações realizadas, as principais conclusões do presente trabalho são elencadas a seguir.

- Considerando-se os resultados obtidos com o modelo multiportas de banda larga do aterramento, e tendo-se em conta o critério de impedância impulsiva de no máximo “20 Ω ”, têm-se, de modo geral, fases inferiores do aterramento, em comparação à consideração do mesmo critério, mas tendo-se como referência a resistência de aterramento.
- Comparando-se os resultados de sobretensões nas cadeias de isoladores para as representações de banda larga e de baixa frequência do aterramento, demonstrou-se que os resultados são equivalentes apenas na cauda da onda de sobretensão. Na frente da onda, os níveis de sobretensão obtidos quando se considera a representação de banda larga do aterramento são inferiores. Isso decorre, sobretudo, do efeito de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, amplamente demonstrado e discutido nos últimos anos.
- O número de desligamentos estimado da linha de SIL elevado em análise é maior para a representação do aterramento por sua resistência de aterramento, em comparação com a modelagem de banda larga. As diferenças entre as estimativas se acentuam com o aumento da ocorrência de resistividades mais elevadas ao longo da rota da linha, sendo sempre a estimativa de desligamentos maior quando se modela o aterramento por sua resistência de baixa frequência.

Tendo-se em conta os desenvolvimentos deste trabalho e os resultados obtidos, julga-se que alguns itens merecem explorações adicionais, podendo-se citar, dentre estes:

- Desenvolvimento de modelos multiportas de banda larga para o aterramento, considerando diferentes graus de conservadorismo para se ter em conta o efeito de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, e avaliação do número de desligamentos da linha para cada um desses graus.
- Realização de estudo relativo à economia de cabos contrapeso, tendo-se em conta comparativamente o critério de 20Ω com referência à resistência e impedância impulsiva do aterramento de pé de torre.
- Avaliação do desempenho de uma linha de SIL elevado considerando uma distribuição híbrida de torres estaiadas *Cross-Rope* e torres autoportantes.
- Investigação de geometrias alternativas de aterramento para a torre *Cross-Rope*, por exemplo, a não interligação entre os mastros por meio de um eletrodo enterrado.
- Avaliação do desempenho da linha considerando falha de blindagem.
- Avaliação do desempenho da linha de transmissão representando o aterramento por sua impedância impulsiva.
- Comparação dos resultados obtidos nesta dissertação com aqueles calculados utilizando a plataforma IEEE FLASH.

Por fim, espera-se que as discussões apresentadas neste trabalho não fiquem restritas a este texto de dissertação, mas cheguem aos projetistas, engenheiros e órgãos regulares que lidem com empreendimentos de linhas de transmissão, e possam efetivamente contribuir para o avanço da definição de práticas eficientes, fisicamente consistentes e economicamente justificadas para melhoria do desempenho de LTs frente a descargas atmosféricas.

6 REFERÊNCIAS

- [1] P. C. V. Esmeraldo, G. N. Aleksandrov, I. A. Gerasimov, and G. N. Evdokunin, "A proposed design for the new furnas 500 kV transmission lines, the high surge impedance loading line," *IEEE Power Eng. Rev.*, vol. 14, no. 1, pp. 278–286, 1999.
- [2] A. L. Paganotti, M. M. Afonso, M. A. O. Schroeder, R. S. Alipio, E. N. Gonçalves, and R. R. Saldanha, "An adaptive deep-cut ellipsoidal algorithm applied to the optimization of transmission lines," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 51, no. 3, 2015, doi: 10.1109/TMAG.2014.2365141.
- [3] R. P. Guimarães *et al.*, "Estrutura Compacta Tipo Cross- Rope para linha de transmissão em 500 kV," *XVI SNPTEE Semin. Nac. Produção e Transm. Energ. Elétrica*, 2001.
- [4] P. H. S. Vilela, "Uma Proposta de Análise Técnica para Linhas de Transmissão Compactas com Potência Natural Elevada em Regiões com Topografia Acidentada," Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE) - Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), 2019.
- [5] A. C. De Carvalho *et al.*, "Diretrizes para a Elaboração de Projetos Básicos para Empreendimentos de Transmissão," *ONS - Operador Nac. do Sist.*, 2013, [Online]. Available:
http://www.ons.org.br/_layouts/download.aspx?SourceUrl=http://www.ons.org.br/AcervoDigitalDocumentosEPublicacoes/Diretrizes_Projetos-Basicos_completo.zip.
- [6] IEEE Std 1243-1997, "IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Transmission Lines," *New York*, 1997.
- [7] D. G. Pechir, R. S. Alípio, and F. B. Dos Santos, "Multi-port Wideband Model of Grounding System of HSIL Transmission Line Tower," *Ground' 2018 & 8th LPE - International Conference on Grounding and Earthing & 8th International Conference on Lightning Physics and Effects*, Pirenópolis, May 2018.
- [8] R. S. De Oliveira, "Proposta de Alocação de Para-Raios ZnO em Linhas de

- Transmissão a Partir do Desempenho Individual das Estruturas Frente a Descargas Atmosféricas,” Dissertação de Mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE), Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), 2017.
- [9] S. C. Assis, “Avaliação de Risco de Rompimento de Cabos Para-raios Instalados em Linhas de Transmissão,” Tese de Doutorado, Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE), Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), 2017.
- [10] A. De Oliveira, “Desempenho de Linhas de Transmissão Frente a Descargas Atmosféricas sob uma Perspectiva Probabilística-Estatística,” Dissertação de Mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE), Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), 2018.
- [11] M. H. R. Duarte, “Influência da Representação do Aterramento no Desempenho de Para-Raios de Linhas de Transmissão,” Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL) - Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), 2018.
- [12] A. De Conti and S. Visacro, “Analytical Representation of Single- and Double-Peaked Lightning Current Waveforms,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 49, no. 2, pp. 448–451, May 2007, doi: 10.1109/TEMC.2007.897153.
- [13] “Working Group C4.407, Lightning parameters for engineering applications (WG C4.407),” vol. 269, no. August. CIGRE, 2013.
- [14] J. G. Anderson, “Lightning Performance of Transmission Lines,” in *Transmission line reference book, 345 kV and above*, 2nd ed., Palo Alto: Electric Power Research Institute (EPRI), 1982, pp. 545–597.
- [15] S. Visacro, “Statistical analysis of lightning current parameters: Measurements at Morro do Cachimbo Station,” *J. Geophys. Res.*, vol. 109, no. D1, p. D01105, 2004, doi: 10.1029/2003JD003662.
- [16] S. Visacro, C. R. Mesquita, A. De Conti, and F. H. Silveira, “Updated statistics of lightning currents measured at Morro do Cachimbo Station,” *Atmos. Res.*, vol. 117,

pp. 55–63, Nov. 2012, doi: 10.1016/j.atmosres.2011.07.010.

- [17] K. Berger, R. B. Anderson, and H. Kroninger, “Parameters of Lightning Flashes,” *Electra*, no. 80, pp. 223–237, 1975.
- [18] S. Visacro, M. Guimaraes, and M. H. Murta Vale, “Features of Upward Positive Leaders Initiated From Towers in Natural Cloud-to-Ground Lightning Based on Simultaneous High-Speed Videos, Measured Currents, and Electric Fields,” *J. Geophys. Res. Atmos.*, vol. 122, no. 23, Dec. 2017, doi: 10.1002/2017JD027016.
- [19] A. S. De Miranda, “Avaliação da Influência dos Modelos de Aterramento e Linhas de Transmissão na Análise de Sobretensões em Linhas Aéreas Submetidas a Descargas Atmosféricas Diretas Utilizando Plataformas do Tipo ATP/EMTP,” Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL) - Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), 2019.
- [20] Working Group 01 (Lightning), “Guide to Procedures for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines,” Dallas, 1991.
- [21] F. Heidler, “Analytische blitzstromfunktion zur LEMP-berechnung,” in *18th International Conference on Lightning Protection*, 1985, pp. 63–66.
- [22] A. J. Oliveira, M. A. O. Schroeder, R. A. R. Moura, M. T. C. De Barros, and A. C. S. Lima, “Adjustment of current waveform parameters for first lightning strokes: Representation by Heidler functions,” in *2017 International Symposium on Lightning Protection, XIV SIPDA 2017*, Oct. 2017, pp. 121–126, doi: 10.1109/SIPDA.2017.8116910.
- [23] J. Marti, “Accurate Modelling of Frequency-Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-101, no. 1, pp. 147–157, Jan. 1982, doi: 10.1109/TPAS.1982.317332.
- [24] A. Morched, B. Gustavsen, and M. Tartibi, “A universal model for accurate calculation of electromagnetic transients on overhead lines and underground cables,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 14, no. 3, pp. 1032–1038, Jul. 1999, doi: 10.1109/61.772350.

- [25] F. A. Diniz, “Impacto da Representação do Efeito do Solo no Estudo de Transitórios em Linhas de Transmissão Aéreas,” Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEL) - Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (CEFET-MG), 2019.
- [26] R. Alipio, A. De Conti, A. Miranda, and M. T. Correia De Barros, “Lightning Overvoltages Including Frequency-Dependent Soil Parameters in the Transmission Line Model,” in *International Conference on Power Systems Transients (IPST2019)*, 2019.
- [27] J. A. Martinez-Velasco, *Power Systems Transients: Parameters Determination*. CRC, Press, 2010.
- [28] M. E. Almeida, “Tower modelling for lightning surge analysis using Electro-Magnetic Transients Program,” *IEE Proc. - Gener. Transm. Distrib.*, vol. 141, no. 6, p. 637, 1994, doi: 10.1049/ip-gtd:19941571.
- [29] C. F. Wagner, “A New Approach to the Calculation of the Lightning Performance of Transmission Lines [includes discussion],” *Trans. Am. Inst. Electr. Eng. Part III Power Appar. Syst.*, vol. 75, no. 3, pp. 589–603, Jan. 1956, doi: 10.1109/AIEEPAS.1956.4499430.
- [30] W. A. Chisholm, Y. L. Chow, and K. D. Srivastava, “Lightning Surge Response of Transmission Towers,” *IEEE Power Eng. Rev.*, vol. PER-3, no. 9, pp. 56–57, 1983, doi: 10.1109/MPER.1983.5519318.
- [31] M. A. Sargent and M. Darveniza, “Tower Surge Impedance,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-88, no. 5, pp. 680–687, 1969, doi: 10.1109/TPAS.1969.292357.
- [32] W. Chisholm, Y. Chow, and K. Srivastava, “Travel Time of Transmission Towers,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-104, no. 10, pp. 2922–2928, Oct. 1985, doi: 10.1109/TPAS.1985.319139.
- [33] J. A. Gutiérrez *et al.*, “Nonuniform transmission tower model for lightning transient studies,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 19, no. 2, pp. 490–496, 2004, doi: 10.1109/TPWRD.2003.823210.

- [34] A. Ametani, Y. Kasai, J. Sawada, A. Mochizuki, and T. Yamada, “Frequency-dependent impedance of vertical conductors and a multiconductor tower model,” *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, vol. 141, no. 4, pp. 339–345, 1994, doi: 10.1049/ip-gtd:19949988.
- [35] A. De Conti, S. Visacro, A. Soares, and M. A. O. Schroeder, “Revision, Extension, and Validation of Jordan’s Formula to Calculate the Surge Impedance of Vertical Conductors,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 48, no. 3, pp. 530–536, Aug. 2006, doi: 10.1109/TEMPC.2006.879345.
- [36] A. R. Hileman, *Insulation Coordination for Power Systems*. Nova York: CRC, Press, 1999.
- [37] I. S. 1410-2010, “IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines,” New York, 2011.
- [38] B. Gustavsen and A. Semlyen, “Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 14, no. 3, pp. 1052–1061, Jul. 1999, doi: 10.1109/61.772353.
- [39] B. Gustavsen, “Matrix Fitting Toolbox,” 2009. <https://www.sintef.no/projectweb/vectfit/>.
- [40] S. Visacro and F. H. Silveira, “Lightning Performance of Transmission Lines: Requirements of Tower-Footing Electrodes Consisting of Long Counterpoise Wires,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 31, no. 4, pp. 1524–1532, Aug. 2016, doi: 10.1109/TPWRD.2015.2494520.
- [41] R. Alipio, M. H. R. Duarte, and S. C. Assis, “Comportamento de linhas de transmissão parcialmente protegidas por dispositivos para-raios frente a descargas atmosféricas,” in *XXV SNPTEE - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, 2019, pp. 1–10.
- [42] J. He and B. Zhang, “Progress in Lightning Impulse Characteristics of Grounding Electrodes With Soil Ionization,” *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 51, no. 6, pp. 4924–4933, Nov. 2015, doi: 10.1109/TIA.2015.2427124.

- [43] Z. Datsios, P. Mikropoulos, and T. Tsovilis, “Closed-Form Expressions for the Estimation of the Minimum Backflashover Current of Overhead Transmission Lines,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, pp. 1–1, 2020, doi: 10.1109/TPWRD.2020.2984423.
- [44] S. Visacro, A. Soares, M. A. O. Schroeder, L. C. L. Cherchiglia, and V. J. de Sousa, “Statistical analysis of lightning current parameters: Measurements at Morro do Cachimbo station,” *J. Geophys. Res. D Atmos.*, vol. 109, no. 1, 2004, doi: 10.1029/2003jd003662.
- [45] L. C. Zanetta Júnior, *Fundamentos de Sistemas Elétricos de Potência*, 1a Edição. São Paulo: Editora: Livraria da Física, 2005.
- [46] S. Visacro, “A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 22, no. 1, pp. 381–386, 2007, doi: 10.1109/TPWRD.2006.876707.
- [47] R. S. Alípio, M. M. Afonso, M. A. de O. Schroeder, T. A. S. de Oliveira, and S. de C. Assis, “Resposta impulsiva de eletrodos de aterramento,” *Sba Control. Automação Soc. Bras. Autom.*, vol. 23, no. 4, pp. 476–488, Aug. 2012, doi: 10.1590/S0103-17592012000400008.
- [48] S. Visacro and A. Soares, “HEM: A model for simulation of lightning-related engineering problems,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 2 I, pp. 1206–1208, 2005, doi: 10.1109/TPWRD.2004.839743.
- [49] S. Visacro, R. Alipio, M. H. Murta Vale, and C. Pereira, “The Response of Grounding Electrodes to Lightning Currents: The Effect of Frequency-Dependent Soil Resistivity and Permittivity,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 53, no. 2, pp. 401–406, May 2011, doi: 10.1109/TEMPC.2011.2106790.
- [50] R. Alipio and S. Visacro, “Impulse Efficiency of Grounding Electrodes: Effect of Frequency-Dependent Soil Parameters,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 29, no. 2, pp. 716–723, Apr. 2014, doi: 10.1109/TPWRD.2013.2278817.
- [51] S. Visacro, R. Alipio, C. Pereira, M. Guimaraes, and M. A. O. Schroeder, “Lightning Response of Grounding Grids: Simulated and Experimental Results,”

- IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 57, no. 1, pp. 121–127, Feb. 2015, doi: 10.1109/TEMPC.2014.2362091.
- [52] R. Alipio, D. Conceição, A. De Conti, K. Yamamoto, R. N. Dias, and S. Visacro, “A comprehensive analysis of the effect of frequency-dependent soil electrical parameters on the lightning response of wind-turbine grounding systems,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 175, p. 105927, Oct. 2019, doi: 10.1016/j.epsr.2019.105927.
- [53] R. Alipio and S. Visacro, “Modeling the Frequency Dependence of Electrical Parameters of Soil,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 56, no. 5, pp. 1163–1171, Oct. 2014, doi: 10.1109/TEMPC.2014.2313977.
- [54] Working Group C4.33, “Impact of soil-parameter frequency dependence on the response of grounding electrodes and on the lightning performance of electrical systems (WG C4.3),” *CIGRE*, 2019.
- [55] B. Gustavsen, “Fast Passivity Enforcement for Pole-Residue Models by Perturbation of Residue Matrix Eigenvalues,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 23, no. 4, pp. 2278–2285, Oct. 2008, doi: 10.1109/TPWRD.2008.919027.
- [56] B. Gustavsen, “Computer code for rational approximation of frequency dependent admittance matrices,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 17, no. 4, pp. 1093–1098, Oct. 2002, doi: 10.1109/TPWRD.2002.803829.
- [57] R. Alipio and S. Visacro, “Frequency Dependence of Soil Parameters: Effect on the Lightning Response of Grounding Electrodes,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 55, no. 1, pp. 132–139, Feb. 2013, doi: 10.1109/TEMPC.2012.2210227.
- [58] S. Visacro and F. H. Silveira, “The Impact of the Frequency Dependence of Soil Parameters on the Lightning Performance of Transmission Lines,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 57, no. 3, pp. 434–441, Jun. 2015, doi: 10.1109/TEMPC.2014.2384029.
- [59] F. H. Silveira and S. Visacro, “Lightning Parameters of a Tropical Region for Engineering Application: Statistics of 51 Flashes Measured at Morro do Cachimbo and Expressions for Peak Current Distributions,” *IEEE Trans. Electromagn.*

Compat., pp. 1–6, 2019, doi: 10.1109/TEMC.2019.2926665.

- [60] A. J. Eriksson, “The Incidence of Lightning Strikes to Power Lines,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 2, no. 3, pp. 859–870, 1987, doi: 10.1109/TPWRD.1987.4308191.

MULTI-PORT WIDEBAND MODEL OF GROUNDING SYSTEM OF HSIL TRANSMISSION LINE TOWER

Daniel Pechir^{1,2} Rafael Alipio² Fernanda B. dos Santos²
¹TRACTEBEL ENGINEERING LTDA

²Electrical Engineering Post-Graduate Program of Federal Center of Technological Education (PPGEL/CEFET-MG)

Abstract – This paper presents a multi-port wideband model of the grounding system of a compact tower, typically used in HSIL transmission lines. Analyses of the lightning performance of the grounding arrangement are made considering distinct values of resistivity and different lengths of counterpoise. The model is suitable for developing accurate lightning studies of HSIL lines using widespread time-domain tools.

1 - INTRODUCTION

The need to transmit the ever-increasing amounts of power through more and more restricted corridors, dictated either by environmental pressures or by economical constraint, has been put pressure on the utilities to design transmission lines of greater transmission capacities [1]. Due to this concern much attention is being given nowadays to tower designs of compact type, to be used in lines of higher power capacity, named as High Surge Impedance Loading (HSIL) transmission lines [2]. Specifically in case of Brazil, the Brazilian System Operator (ONS) has been requiring HSIL lines in the new large projects of transmission systems.

Fig. 1 illustrates one type of tower commonly used in Brazilian HSIL 500-kV lines, called Cross-Rope tower. It is composed by two free-standing metallic poles, each one supported by a pair of guy-wires. An important aspect to be considered is the lightning response of those HSIL lines. It is desired that the new designs have similar lightning performance as regular lines.

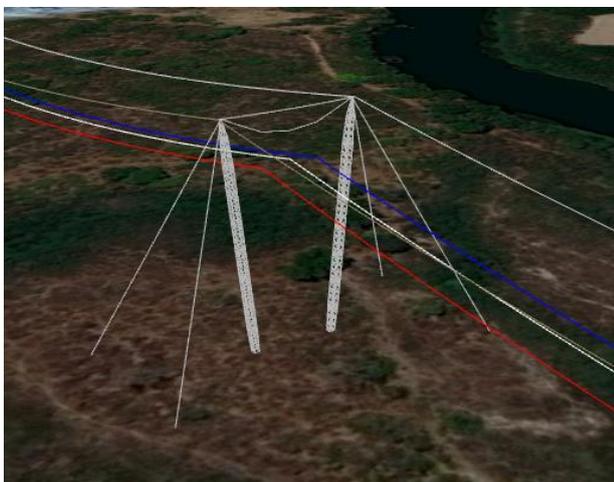


Figure 1 – Cross-Rope tower of a HSIL transmission line

In lightning performance of transmission lines, the grounding system has a major influence. The impulse response of grounding system markedly affects the values of overvoltage developed across line insulators, when the line is subjected to direct lightning strikes [3]. Considering the tower illustrated in Fig. 1, there are six points of current injection to the grounding system: two from the metallic poles themselves and other four from the guy-wires.

In order to rigorously evaluate the lightning performance of the transmission line, it is important the proper modelling of the impulse behavior of grounding, including its frequency-dependent behavior. In this respect, the objective of this paper is to develop a six-port wideband model for the grounding system of the Cross-Rope tower.

2 - CASE-STUDY

The typical grounding arrangement of the considered transmission line is illustrated in Fig. 2. The two metallic poles are interconnected through a 20-m horizontal conductor. Two radial conductors connect each metallic pole to the connection point of the guy-wires to the ground. Finally, from each guy-wire connection point, there is an additional counterpoise wire of length L. All electrodes have a 7-mm radius and are buried 0.8 m deep in soil.

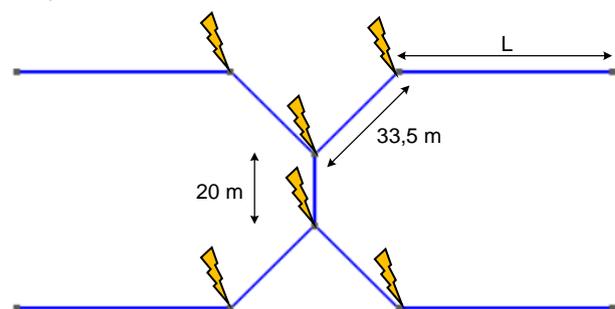


Figure 2 - Typical grounding arrangement of the transmission tower of Figure 1

In practice, the total length L of the counterpoise wires is usually selected in order to obtain a low value of grounding resistance, though during the fast period of the lightning transient, grounding is better represented by its impulse impedance. In case of the arrangement illustrated in Fig. 2, five phases are considered during the grounding design, according to Table I. The design begins with phase 1 and the grounding resistance is calculated; if the value is not low enough, then the

engineer moves on to phase 2. This process continues up to phase 5. In some cases, due to poor soil conditions, even considering phase 5, it is not possible to obtain a low value of grounding resistance. In these cases, special arrangements should be considered.

Table 1 - Grounding design phases and associated lengths of counterpoise wires

Grounding design phase	L (m)
phase 1	15
phase 2	30
phase 3	60
Phase 4	90
phase 5	120

3 - MULTI-PORT WIDEBAND MODELLING OF GROUNDING SYSTEM

The wideband response of the grounding grid is determined using the accurate Hybrid Electromagnetic Model (HEM) [4], in a frequency range from dc to several megahertz. In particular, HEM is used to determine the grounding admittance matrix $\mathbf{Y}_g(s)$ over the frequency range of interest.

The Hybrid Electromagnetic Model solves Maxwell's equations numerically via the vector and scalar potentials using the thin wire approximations [4]. The calculations are performed in frequency domain, allowing the direct inclusion of frequency-dependent soil parameters. This model was extensively validated considering experimental results of the impulse response of different grounding arrangements: horizontal electrodes in [5], rods in [6], grids in [7], and wind turbine grounding systems in [8].

After calculating the frequency response of the grounding system, a pole-residue model of the admittance matrix $\mathbf{Y}_g(s)$ is obtained. The objective is to calculate a pole-residue model (1) which approximates ("fits") the original data as close as possible.

$$\mathbf{Y}_g(s) \cong \mathbf{Y}_{fit}(s) = \sum_{m=1}^N \frac{\mathbf{R}_m}{s - a_m} + \mathbf{D} + s\mathbf{E} \quad (1)$$

In case of a physical system, the admittance matrix \mathbf{Y}_g is symmetrical. Hence, $\{\mathbf{R}_m\}$, \mathbf{D} and \mathbf{E} are also symmetric, being \mathbf{D} and \mathbf{E} real matrices. The poles and residues are either real or come in complex conjugate pairs (causality requirement). Furthermore, the poles are in the left half plane and the model should be passive, i.e., it cannot generate energy.

To obtain a pole-residue model (1), the Vector Fitting (VF) technique is used [9]. First, the pole-residue model of the grounding system admittance matrix is obtained. Then, in order to obtain stable time-domain simulations, the passivity is enforced by perturbation of model parameters. Further details regarding the VF and the passivity enforcement by perturbation can be found in [9], [10].

After obtaining the passive pole-residue model of the grounding system admittance matrix, it can be represented in the form of an electrical network, which can be promptly included in time-domain simulations.

Considering this approach, the rational functions can be easily converted into basic network elements (R , L , C). Once determined the equivalent electrical network, it can be imported directly into time-domain electromagnetic transient tools. Further details regarding the calculation of the electrical network from the pole-residue model can be found in [11].

4 - DEVELOPMENTS

With the purpose of assessing the impulse response of the grounding arrangement illustrated in Fig. 2 considering different conditions, four values of low-frequency soil resistivity is considered: 500, 1000, 2000 and 5000 Ωm . The frequency dependence of soil parameters is determined using the rigorous Alipio-Visacro causal model [12]. For each value of soil resistivity, the five phases detailed in Section 2-Table 1 are considered, yielding 20 distinct cases (4 values of soil resistivity \times 5 different length of counterpoise wires). For each case, a six-port wideband model of the grounding system was obtained, as described in Section 3. Fig. 3 illustrates the fitting model for the case of 1000 Ωm and phase 3. As can be observed, there is an excellent agreement between the original data (\mathbf{Y}_g) and the fitted pole-residue model (\mathbf{Y}_{fit}). Similar results were obtained for the other cases.

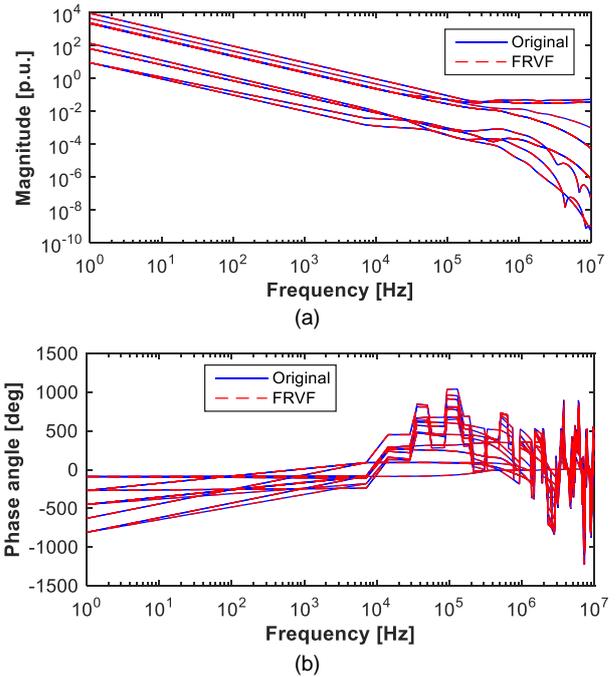


Figure 3 - Pole-residue model of the grounding system admittance matrix, (a) magnitude and (b) phase, of the grounding arrangement of Fig. 2, phase 3 ($L=60$ m), buried in a soil of 1000 Ωm . The blue curves correspond to the original data \mathbf{Y}_g . The red curves correspond to the fitted pole-residue model determined using the Vector Fitting technique.

Based on the fitted model, a six-port electrical network is obtained, according to Section 3, which is imported to the Alternative Transients Program (ATP) [13] in order to develop time-domain simulations. Finally, the response of the grounding arrangements to the current pulses illustrated in Fig. 4, which closely reproduce the median

parameters of first and subsequent strokes measured at Mount San Salvatore [14], is determined.

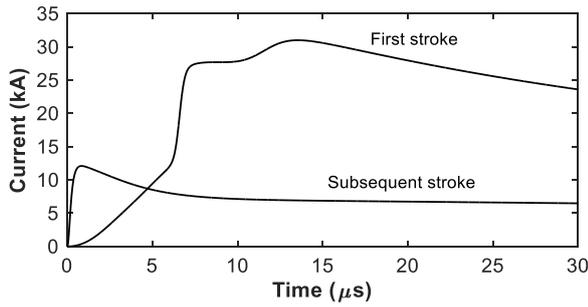


Figure 4 - Representative current waveforms of first and subsequent strokes measured at Morro peak currents and front times: (a) $I_p = 31.1$ kA, $T_{d30} = 3.8$ μ s, $T_{d10} = 5.6$ μ s and (b) $I_p = 11.8$ kA, $T_{d30} = 0.67$ μ s, $T_{d10} = 0.75$ μ s. Adapted from [15].

It is worth mentioning that both the pole-residue model and the electrical network were obtained using the public domain calculation package for rational approximation of frequency dependent admittance matrices available in [16].

Next section presents the obtained results in terms of the Grounding Potential Rise (GPR), impulse impedance (Z_P) and low-frequency grounding resistance (R_{LF}).

5 - RESULTS

5.1 - TYPICAL GPRs

Fig. 5 illustrates the determined GPRs, considering a soil of 500 Ω m, phases 1 to 5 of the grounding design, and current pulses representative of (a) first and (b) subsequent strokes.

It is seen that, after a given phase of the grounding design, there is no further decrease of the GPR peak. In case of first strokes, no significant decrease is observed after phase 3; in case of subsequent strokes, the same behavior is observed after phase 2. On the other hand, a continuous decrease of the GPR instantaneous values is observed in all cases along the wave tail, considering grounding design phases from 1 up to 5.

The results discussed above are explained as follows. During the fast transient period, mainly associated with the wave front, the behavior of the grounding system is basically governed by its impulse impedance. Due to the propagation effects along grounding electrodes, the impulse impedance Z_P decreases with increasing the counterpoise wires length up to a limiting value, called effective length L_{EF} [17]. After the effective length, no further relevant decrease of the value of Z_P is observed. The effective length is longer for first strokes in comparison with subsequent strokes, due to the higher frequency content of the latter. That is why after a given phase of the grounding design no further reductions are observed in the GPR peak, and also why this is observed in an earlier phase for subsequent strokes in comparison with first strokes.

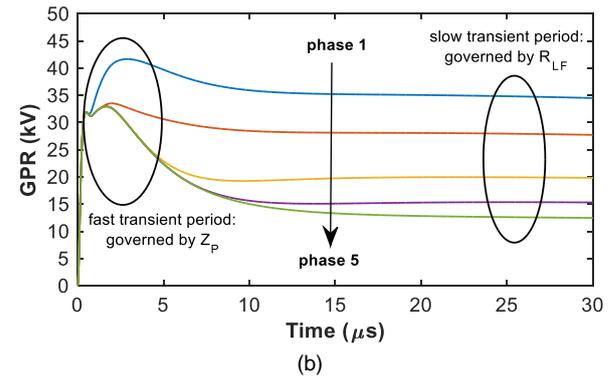
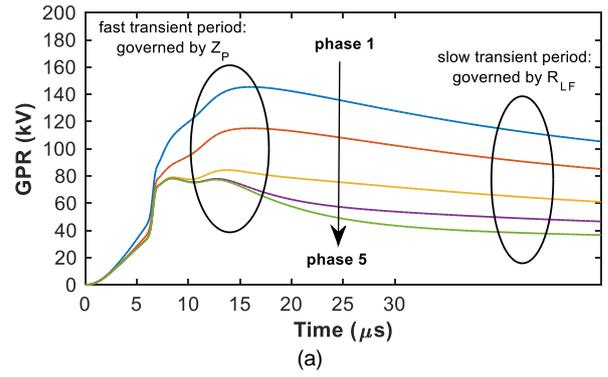


Figure 5 - GPR developed by grounding arrangement of Fig. 2 buried in a soil of 500 Ω m, considering phases 1 to 5 of the grounding design, in response to a current representative of (a) first and (b) subsequent stroke.

During the slow transient period, mainly associated with the wave tail, the behavior of the grounding system is basically governed by its low-frequency grounding resistance R_{LF} . Unlike Z_P , the grounding resistance shows a continuous decrease with increasing the counterpoise wires length. That why a continuous decrease of the GPR values along wave tail is observed considering the design phases from 1 up to 5.

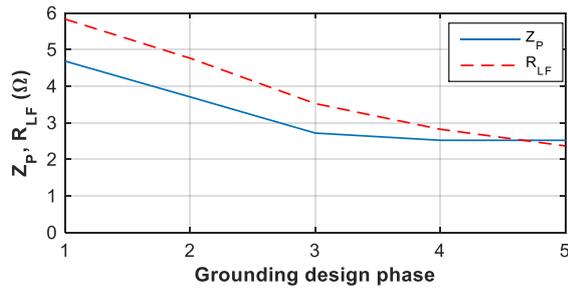
5.2 - IMPULSE IMPEDANCE AND LOW-FREQUENCY RESISTANCE

GPR curves, similar to those shown in sub-section 5.1, were obtained for the other values of soil resistivity considered in this paper. Based on these curves, the impulse impedance, given by the ratio of the peaks of the GPR and the injected current, was calculated considering each grounding design phase. Figs. 6 and 7 illustrates the obtained results, corresponding to curves of " Z_P versus grounding design phase", respectively for first and subsequent strokes, and considering four values of soil resistivity: 500, 1000, 2000 and 5000 Ω m. The values of low-frequency grounding resistance is also included in the graphs, and were determined by the ration between the instantaneous values of GPR and injected current along the tail of the waves.

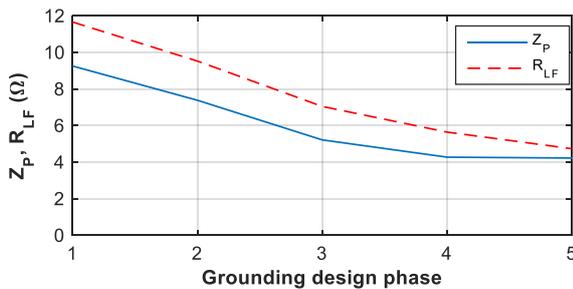
The general behavior of Z_P curves shows initially a decrease of the impulse impedance while moving from phase 1 up to the other grounding design phases. Then, this decrease is saturated, resulting in a constant value for Z_P . This saturation occurs for earlier design phases in case of lower resistivity soils and subsequent strokes.

This is because the effective length is shorter in these cases.

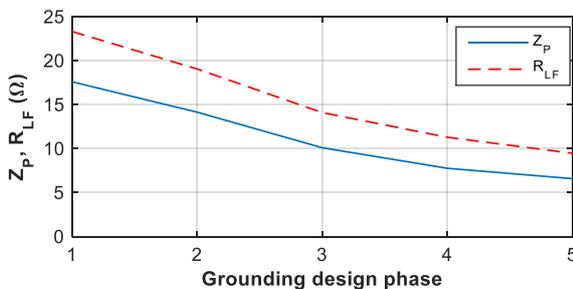
Also, note that before saturation of Z_P curves, i.e., for counterpoise wires shorter than L_{EF} , the impulse impedance is lower than the grounding resistance. This is due to the effect of frequency dependence of electrical parameters of soil, as detailed in [18], [19]. For longer electrodes, the continuous decrease of R_{LF} causes the resistance to become lower than Z_P above a certain electrode length that is identified at the point the R_{LF} and Z_P curves cross each other. Note that this length is increased as the soil resistivity increases.



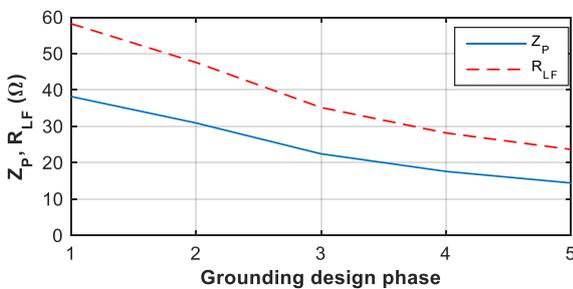
(a) 500 Ωm



(b) 1000 Ωm

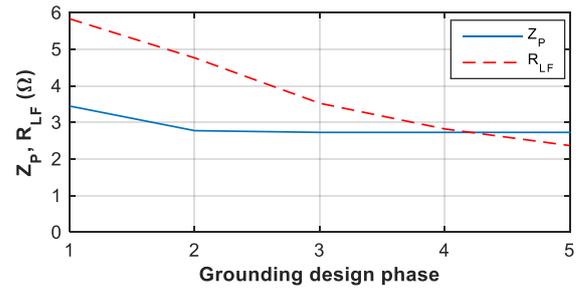


(c) 2000 Ωm

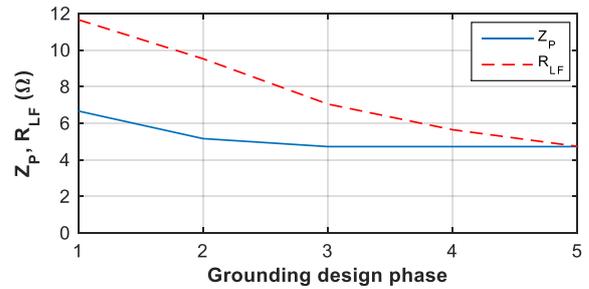


(d) 5000 Ωm

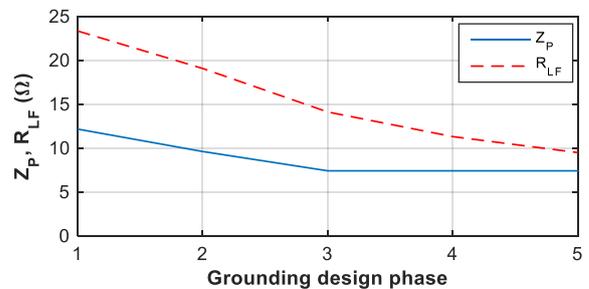
Figure 6 - Impulse impedance and grounding resistance *versus* grounding design phase, for **first stroke currents** and different values of soil resistivity



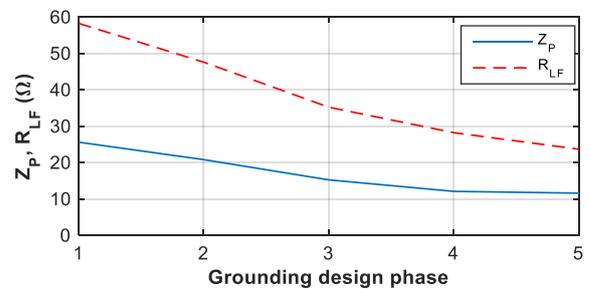
(a) 500 Ωm



(b) 1000 Ωm



(c) 2000 Ωm



(d) 5000 Ωm

Figure 7 - Impulse impedance and grounding resistance *versus* grounding design phase, for **subsequent stroke currents** and different values of soil resistivity

6 - CONCLUSIONS

A six-port wideband model for the grounding system of a HSIL 500-kV line was developed. The impulse response of grounding system to the impression of representative currents of first and subsequent strokes was assessed, considering distinct value of soil resistivity and different lengths of counterpoise wires. According to the results, the impulse impedance shows an initial decrease, while moving from the phase 1 of the grounding design up to the other phases, until saturation is reached, resulting in a constant value of impedance. This saturation occurs for earlier design phases in case of lower resistivity soils and subsequent strokes. All these results can be well

understood considering the fundamental concept of effective length.

Finally, the most exciting application of the developed six-port wideband model of the grounding system corresponds to the possibility to simulate the tower footing grounding in conjunction with the transmission line components, such as tower, line cables, insulators and surge arresters. Such approach is suitable for developing accurate studies of lightning performance of transmission lines using widespread time-domain tools.

ACKNOWLEDGMENTS

This work was supported in part by The State of Minas Gerais Research Foundation (FAPEMIG), under grant TEC - APQ-02017-16. Also, the participation of Rafael Alipio has been supported by grants provided by Federal Center of Technological Education of Minas Gerais (CEFET-MG).

7 - REFERENCES

- [1] P. C. V. Esmeraldo, C. P. R. Gabaglia, G. N. Aleksandrov, I. A. Gerasimov, and G. N. Evdokunin, "A proposed design for the new Furnas 500 kV transmission lines-the High Surge Impedance Loading Line," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 14, no. 1, pp. 278–286, Jan. 1999.
- [2] A. L. Paganotti, M. M. Afonso, M. A. O. Schroeder, R. Alipio, E. N. Gonçalves, and R. R. Saldanha, "An adaptive deep-cut ellipsoidal algorithm applied to the optimization of transmission lines," *IEEE Trans. Magnetics*, vol. 51, no. 3, pp. 1–4, Mar. 2015.
- [3] *IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Transmission Lines*, IEEE Standard 1243-1997, Dec. 1997.
- [4] S. Visacro and A. Soares Jr., "HEM: a model for simulation of lightning-related engineering problems," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 20, no. 2, pp. 1026–1208, Apr. 2005.
- [5] S. Visacro, R. Alipio, M. H. Murta Vale, and C. Pereira, "The response of grounding electrodes to lightning currents: the effect of frequency-dependent soil resistivity and permittivity," *IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility*, vol. 53, no. 2, pp. 401–406, May 2011.
- [6] R. Alipio and S. Visacro, "Impulse efficiency of grounding electrodes: effect of frequency dependent soil parameters," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 29, no. 2, pp. 716–723, Apr. 2014.
- [7] S. Visacro, R. Alipio, C. Pereira, M. Guimarães, and M. A. O. Schroeder, "Lightning Response of Grounding Grids: Simulated and Experimental Results," *IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility*, vol. 57, no. 1, pp. 121–127, Feb. 2015.
- [8] R. Alipio, D. Conceição, R. N. Dias, S. Visacro, and K. Yamamoto, "The effect of frequency dependence of soil electrical parameters on the lightning performance of typical wind-turbine grounding systems," in *Proc. XIV International Symposium on Lightning Protection (SIPDA 2017)*, Natal, Brazil, 2017, pp. 353–358.
- [9] B. Gustavsen and A. Semlyen, "Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 14, pp. 1052–1061, July 1999.
- [10] B. Gustavsen, "Fast passivity enforcement for pole-residue models by perturbation of residue matrix eigenvalues," *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 23, no. 4, pp. 2278–2285, Oct. 2008.
- [11] B. Gustavsen, "Computer code for rational approximation of frequency dependent admittance matrices," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 17, no. 4, pp. 1093–1098, Oct.2002.
- [12] R. Alipio and S. Visacro, "Modeling the frequency dependence of electrical parameters of soil," *IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility*, vol. 56, no. 5, pp. 1163–1171, Oct. 2014.
- [13] L. Prikler, H.K. Hoidalén, *ATPDraw Manual*, Version 5.6, 2009.
- [14] K. Berger, R. B. Anderson, and H. Kroninger, "Parameters of lightning flashes," *Electra*, no. 80, pp. 223–237, 1975.
- [15] A. De Conti and S. Visacro, "Analytical representation of single- and double-peaked lightning current waveforms," *IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility*, vol. 49, no. 2, pp. 448–451, May 2007.
- [16] B. Gustavsen, *Matrix Fitting Toolbox* [Online]. Available: <https://www.sintef.no/projectweb/vectfit/>, 2009.
- [17] S. Visacro, "A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 22, no. 1, pp. 381–386, Jan. 2007.
- [18] R. Alipio and S. Visacro, "Frequency dependence of soil parameters: effect on the lightning response of grounding electrodes," *IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility*, vol. 55, no. 1, pp. 132–139, Feb. 2013.
- [19] S. Visacro and R. Alipio, "Frequency dependence of soil parameters: experimental results, predicting formula and influence on the lightning response of grounding electrodes," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 27, no. 2, pp. 927–935, Apr. 2012.

Main author

Name: Rafael Alipio

Phone: +55 31 988445118

E-mail: Rafael.alipio@cefetmg.br