

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS – UFMG
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - PPGEE

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**TENSÕES INDUZIDAS POR DESCARGAS ATMOSFÉRICAS
INDIRETAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO COMPACTAS
TRIFÁSICAS**

LARISSA LORRANY PACÍFICO LIMA

BELO HORIZONTE

2023

LARISSA LORRANY PACÍFICO LIMA

**TENSÕES INDUZIDAS POR DESCARGAS ATMOSFÉRICAS
INDIRETAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO COMPACTAS
TRIFÁSICAS**

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Engenharia de Potência
Linha de Pesquisa: Sistemas de Energia Elétrica

Orientador: Prof. Alberto Resende De Conti
Coorientador: Prof. Ósis Eduardo Silva Leal

BELO HORIZONTE

2023

L732t	<p>Lima, Larissa Lorrany Pacifico. Tensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas em linhas de distribuição compactas trifásicas [recurso eletrônico] / Larissa Lorrany Pacifico Lima. - 2023. 1 recurso online (84 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Alberto Resende de Conti. Coorientador: Ósis Eduardo Silva Leal.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Bibliografia: f. 77-84. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Energia elétrica - Distribuição - Teses. 3. Linha de transmissão - Teses. 4. Subestações elétricas - Teses. 5. Condutores elétricos - Teses. 6. Sistemas de energia elétrica - Teses. 7. Transitórios (Eletricidade) - Teses. 8. Descargas elétricas - Teses. 9. Linhas elétricas - Teses. 10. Redes elétricas - Teses. 11. Cabos elétricos - Teses. I. De Conti, Alberto Resende. II. Leal, Ósis Eduardo Silva.]III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 621.3(043)</p>
-------	---



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

FOLHA DE APROVAÇÃO

"TENSÕES INDUZIDAS POR DESCARGAS ATMOSFÉRICAS INDIRETAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO COMPACTAS TRIFÁSICAS"

LARISSA LORRANY PACÍFICO LIMA

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica. Aprovada em 28 de abril de 2023. Por:

Prof. Dr. Alberto Resende De Conti
DEE (UFMG) - Orientador

Prof. Dr. Ósis Eduardo Silva Leal
DAELE (UTFPR)

Prof. Dr. Guilherme da Silva Lima
Departamento de Eletroeletrônica (IFMG)

Prof. Dr. Fernando Henrique Silveira
DEE (UFMG)



Documento assinado eletronicamente por **Alberto Resende de Conti, Professor do Magistério Superior**, em 28/04/2023, às 16:55, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Fernando Henrique Silveira, Professor do Magistério Superior**, em 28/04/2023, às 16:56, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Guilherme da Silva Lima, Usuário Externo**, em 02/05/2023, às 15:12, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ósis Eduardo Silva Leal, Usuário Externo**, em 02/05/2023, às 16:49, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **2250508** e o código CRC **5B8A2EB0**.

*Dedico este trabalho aos meus pais, Maria
Creuza e Adail.*

Agradecimentos

Agradeço aos meus pais, Maria Creuza e Adail, por serem inspiração e exemplo de cuidado, generosidade e perseverança, por sempre me incentivarem e me apoiarem em todos os momentos durante essa trajetória e na vida.

Meus sinceros agradecimentos ao professor Alberto De Conti pela generosa e eficiente partilha de conhecimento, com muita competência, profissionalismo, paciência, dedicação e cuidado. É um enorme privilégio meu que você tenha feito parte dessa jornada. Agradeço também ao professor Ósis Leal pelos ensinamentos e imensa dedicação em ajudar para que esse trabalho fosse desenvolvido.

Finalmente, agradeço aos meus amigos a familiares pela paciência e entendimento nos momentos em que não estive presente e pelos inúmeros momentos felizes compartilhados.

Resumo

Nas últimas décadas, tem sido verificada em vários estados brasileiros a substituição de redes de distribuição de média tensão convencionais por redes compactas. As redes compactas utilizam cabos fase com cobertura isolante, separados por espaçadores poliméricos sustentados por um cabo de aço nu chamado de mensageiro. Dependendo da filosofia de aterramento da concessionária, é possível utilizar um condutor neutro periodicamente aterrado em conjunto com o cabo mensageiro. Esse é o caso das linhas de distribuição compactas instaladas na área de concessão da CEMIG-D, que possuem, portanto, dois condutores multiterrados além dos condutores fase. Apesar dessa marcante característica, não há estudos que avaliem de que forma a presença de dois condutores periodicamente aterrados e as características de seus aterramentos poderiam influenciar na resposta de linhas compactas frente a sobretensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas. Além disso, a cobertura isolante presente nos cabos fase das linhas compactas modifica parâmetros fundamentais necessários para o cálculo de sobretensões transitórias. No entanto, é usual desconsiderar a presença da cobertura isolante nos cálculos dos efeitos de descargas atmosféricas em redes compactas. Portanto, busca-se avaliar os limites dessa aproximação. Para o estudo da resposta de linhas compactas frente aos efeitos de descargas atmosféricas indiretas, são utilizados modelos computacionais para descrever a forma de onda da corrente na base do canal de descarga, a propagação da corrente de retorno ao longo do canal, os campos eletromagnéticos gerados pela corrente de retorno, o acoplamento desses campos com a linha e a solução computacional dos transientes eletromagnéticos gerados. As análises realizadas levam em consideração uma linha de distribuição compacta trifásica, considerando ou não a presença do condutor neutro ou da cobertura isolante nos condutores fase. É comprovado que a utilização natural do condutor neutro em conjunto com o cabo mensageiro provoca significativa redução nas tensões induzidas em linhas de distribuição compactas sob efeito de descargas indiretas. Comprova-se ainda que os condutores fase da linha compacta podem ser representados como cabos nus no cálculo de tensões induzidas por descargas atmosféricas.

Palavras chave: Linhas de distribuição compactas. Tensões induzidas. Descargas atmosféricas. Transientes eletromagnéticos. Condutores multiterrados.

Abstract

In recent decades, it has been verified in several Brazilian states the replacement of conventional medium-voltage distribution lines for compact lines. Compact distribution lines use dielectric-coated phase conductors, separated by polymeric spacers sustained by a bare steel cable called messenger. Depending on the grounding philosophy adopted by the utility, it is possible to use a periodically grounded neutral conductor together with the messenger cable. This is the case of the compact distribution lines installed in the CEMIG-D concession area, which therefore have two multigrounded wires in addition to the phase conductors. Despite this remarkable feature, there are no studies evaluating how the presence of two periodically grounded conductors and their grounding characteristics could change the response of compact lines to voltages induced by nearby lightning strikes. In addition, the insulating layer covering the phase conductors of compact lines modifies fundamental parameters necessary for the calculation of transient overvoltages. However, it is usual to disregard the presence of the insulating layer when calculating the effects of lightning on compact lines. Therefore, it is also the aim of this work to assess the limits of this approximation. To evaluate the response of compact lines to the effects of indirect lightning, computational models are used to describe the channel-base current waveform, the return-stroke current propagation along the channel, the electromagnetic fields generated by the return-stroke current, the coupling of these fields with the line and the computational solution of the resulting electromagnetic transients. The performed analyzes consider a compact three-phase distribution line, including or not the presence of the neutral conductor or the insulating layer on the phase conductors. It is shown that the natural presence of the neutral conductor together with the messenger cable causes a reduction on lightning-induced voltages on compact distribution lines. It is also shown that the phase conductors of compact lines can be represented as bare cables in lightning-induced voltage calculations.

Keywords: Compact distribution lines. Induced voltages. Lightning. Electromagnetic transients. Multigrounded conductors.

Sumário

1	INTRODUÇÃO.....	10
1.1	RELEVÂNCIA E MOTIVAÇÃO	10
1.2	OBJETIVO.....	14
1.3	METODOLOGIA.....	14
1.4	ORGANIZAÇÃO DO TEXTO	15
2	INFLUÊNCIA DE CONDUTORES ATERRADOS NA REDUÇÃO DE TENSÕES INDUZIDAS POR DESCARGAS ATMOSFÉRICAS INDIRETAS	16
2.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS	16
2.2	HISTÓRICO	17
2.3	REDES DE DISTRIBUIÇÃO COMPACTAS.....	23
2.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS	28
3	CÁLCULO DE TENSÕES INDUZIDAS POR DESCARGAS ATMOSFÉRICAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO COMPACTAS.....	30
3.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS	30
3.2	CANAL DE DESCARGA E CORRENTE DE RETORNO.....	31
3.3	CAMPOS ELETROMAGNÉTICOS	33
3.4	ACOPLAMENTO ELETROMAGNÉTICO ENTRE CANAL E LINHA	36
3.5	AFERIÇÃO DO MODELO DE CÁLCULO DE TENSÃO INDUZIDA EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO.....	39
3.5.1	<i>Comparação com modelo de (LEAL; DE CONTI, 2021b).....</i>	<i>40</i>
3.5.2	<i>Comparação com metodologia baseada no modelo LIOV-EMTP</i>	<i>44</i>
3.6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	47
4	RESULTADOS E ANÁLISES.....	49
4.1	CASOS SIMULADOS	50
4.2	RESULTADOS.....	52
4.2.1	<i>Análise da influência da presença do condutor neutro e da cobertura isolante nos condutores fase de linhas compactas</i>	<i>54</i>
4.2.2	<i>Influência de parâmetros internos</i>	<i>62</i>
4.2.3	<i>Influência de parâmetros da forma de onda</i>	<i>69</i>
4.3	CONSIDERAÇÕES FINAIS	72
5	CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE	74
5.1	CONCLUSÕES	74
5.2	PROPOSTAS DE CONTINUIDADE.....	76
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	77

1 Introdução

1.1 Relevância e Motivação

A análise de desempenho de linhas de transmissão e distribuição de energia elétrica permite estimar o número de desligamentos não programados no fornecimento de energia elétrica causados por descargas atmosféricas e, também, avaliar o efeito do emprego de técnicas na redução ou mesmo eliminação dos efeitos associados a esse fenômeno. Esse tipo de estudo é de fundamental importância porque as descargas atmosféricas são a principal causa de distúrbios em sistemas elétricos de transmissão e distribuição em todo o mundo (VISACRO, 2005). Além disso, a demanda por uma maior confiabilidade e uma maior qualidade no fornecimento de energia tem aumentado ainda mais com o uso crescente de dispositivos eletrônicos sensíveis e a constante mudança na capacidade e dinâmica das redes elétricas, reiterando a relevância e necessidades desse tipo de análise (PAOLONE, *et al.*, 2004; PIANTINI, 2008).

As descargas atmosféricas podem ser caracterizadas de acordo com sua incidência: descargas diretas, que incidem na vítima, ou indiretas, que incidem nas proximidades da vítima. Os efeitos causados pela incidência direta são bastante intensos, já que toda a energia da descarga será transferida para a vítima, porém são menos frequentes. Já as descargas indiretas afetam elementos que estejam em sua redondeza por meio de efeitos induzidos e, por essa razão, são menos intensas. Ainda, uma mesma descarga indireta pode produzir efeitos em várias vítimas, fazendo com que as perturbações dela decorrentes ocorram com maior frequência (VISACRO, 2005).

No caso de linhas de transmissão e distribuição de energia elétrica, descargas atmosféricas geram sobretensões que podem levar a falhas de isolamento. Estas, se forem sustentadas por correntes de curto-circuito na frequência industrial, podem levar ao seu desligamento. A ocorrência da falha de isolamento depende das características da sobretensão gerada (amplitude e forma de onda) e da capacidade de isolamento da linha (VISACRO, 2005).

Os estudos do desempenho de linhas de transmissão, subtransmissão e distribuição frente às descargas atmosféricas usualmente possuem focos diferentes (PIANTINI, 2008). Devido ao alto nível de isolamento das linhas de alta tensão, os efeitos causados por descargas indiretas não levam ao seu desligamento. Assim, as análises são focadas na influência de descargas diretas. Em linhas de média e baixa tensão, as descargas diretas e indiretas podem levar a falhas. No caso de descargas diretas, é comum o entendimento de que mesmo com performance ideal dos mecanismos de proteção, seria inviável evitar a falha (PIANTINI, 2018), apesar de alguns estudos indicarem o contrário (ARANEO, *et al.*, 2020). Já os efeitos causados pelas descargas indiretas podem ser efetivamente mitigados visando evitar o desligamento da linha ou o dano de equipamentos (PIANTINI, 2008). Além disso, linhas de média e baixa tensão são normalmente mais afetadas pelos efeitos indiretos de descargas atmosféricas, já que as descargas tendem a atingir diretamente estruturas elevadas em sua redondeza, como edifícios, torres e árvores. Essa característica reforça a importância do estudo de descargas indiretas nas linhas de média e baixa tensão.

Basicamente existem três mecanismos para melhoria de desempenho das redes de distribuição frente às descargas atmosféricas: aumentar o nível de isolamento da estrutura da linha, instalar dispositivos para-raios ou utilizar cabos periodicamente aterrados (PIANTINI, 2008).

Em linhas de alta tensão é comum a instalação de cabos de blindagem periodicamente aterrados com o intuito de interceptar descargas que poderiam incidir diretamente em seus condutores. Já em linhas de média e baixa tensão, esse método não é amplamente utilizado, já que mesmo com um excelente aterramento uma descarga direta provavelmente levaria ao desligamento da linha. Porém, sabe-se que a instalação de um cabo periodicamente aterrado acima ou abaixo dos condutores leva à redução da tensão induzida nas fases, aumentando as chances de a linha manter seu funcionamento mesmo sofrendo os efeitos de uma descarga indireta (PIANTINI, 2018). O desempenho dessa estratégia de proteção é ainda melhor quando esse mecanismo é usado em conjunto com o emprego de dispositivos para-raios regularmente espaçados ao longo da linha.

Na literatura existem diversos estudos sobre as técnicas de melhoria de desempenho e influência de descargas atmosféricas em sistemas elétricos. Porém, a partir da década de 1990, empresas concessionárias de energia elétrica atuantes no Brasil

iniciaram a troca de redes de distribuição de média tensão convencionais por redes compactas, buscando uma melhoria de confiabilidade nas linhas de distribuição (ROCHA, *et al.*, 2002). Linhas de distribuição compactas utilizam cabos fase com cobertura isolante, separados por espaçadores poliméricos sustentados por um cabo de aço nu chamado de mensageiro (LIMA, *et al.*, 2017). Nas redes de média tensão instaladas na área de concessão da CEMIG-D (Companhia Energética de Minas Gerais), utiliza-se ainda um condutor neutro, que é periodicamente aterrado juntamente com o cabo mensageiro. A Figura 1.1 exemplifica uma configuração de linha de distribuição compacta trifásica identificando condutores fase, mensageiro e espaçador.

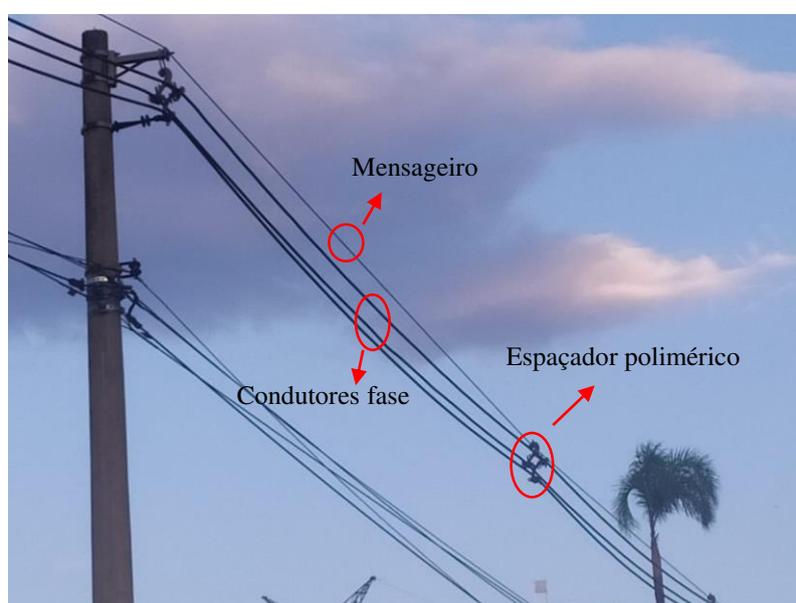


Figura 1.1 - Exemplo de linha de distribuição compacta trifásica com identificação de condutores fase, cabo mensageiro e separador polimérico.

A utilização de cabos fase com cobertura isolante leva a algumas vantagens em relação às configurações convencionais: possibilidade de diminuir as distâncias entre os condutores de um circuito, o que se torna importante à medida que as áreas urbanas se expandem; permitir melhor utilização de espaço em postes compartilhados com serviços de TV a cabo, internet e telefone; aumento da proteção tanto da população próxima às redes quanto de prestadores de serviço que nelas atuam; e diminuição de poda de árvores e falhas relacionadas ao contato com corpos próximos, melhorando os índices de desempenho das linhas (ROCHA *et al.*, 2002; LIMA *et al.*, 2017). Após estudos, observou-se que, apesar de cabos com cobertura isolante terem custo maior que cabos nus, o custo total relacionado à utilização de redes compactas seria menor. Isso se devia

principalmente, à redução prevista no número de desligamentos e nas despesas com manutenção das linhas (ROCHA et al., 2002).

As linhas compactas formam um sistema híbrido contendo cabos nus e cobertos. A cobertura isolante presente nos cabos fase modifica a configuração de campo elétrico na parte externa ao condutor, visto que a permissividade relativa do material isolante, tipicamente o polietileno reticulado (XLPE), é maior que a do ar. Assim, atenção especial deve ser dada para o cálculo da capacitância por unidade de comprimento da linha, que tem influência na impedância característica e na velocidade de propagação, parâmetros fundamentais para caracterizar a linha no cálculo de tensões transitórias (DE CONTI, *et al.*, 2020; SILVA, *et al.*, 2018). No entanto, é usual desconsiderar a presença da cobertura isolante nesses cálculos, com o objetivo de simplificá-los.

Em razão da mudança de paradigma associada à crescente instalação de redes compactas no Brasil, identificou-se a necessidade de avaliar e quantificar de que forma suas características poderiam afetar seu desempenho frente a sobretensões de origem atmosféricas. Nesse contexto, foram realizados no LRC (*Lightning Research Center*), centro de pesquisas localizado na UFMG dedicado à investigação da física das descargas atmosféricas e de seus efeitos em sistemas elétricos, estudos relacionados à suportabilidade de estruturas de redes compactas frente a sobretensões atmosféricas (LIMA et al., 2017; SOUZA et al., 2018; SOUZA et al., 2019), ao cálculo dos parâmetros e determinação das características de propagação de redes compactas (SILVA; DE CONTI, 2017; SILVA; DE CONTI; LEAL, 2018; SILVA, 2018) e à avaliação de tensões transitórias em linhas compactas (DE CONTI; SILVA; LEAL, 2020; LEAL; DE CONTI, 2021a; LEAL; DE CONTI, 2021b).

Conforme mencionado anteriormente, linhas de distribuição compactas podem conter, de forma natural, dois condutores aterrados, neutro e mensageiro. Recentemente alguns autores têm investigado o uso intencional de mais de um condutor aterrado na melhoria do desempenho de linhas de distribuição frente descargas indiretas (PAULINO; BOAVENTURA; BARBOSA, 2018; ANDREOTTI et al., 2021; TOSSANI et al., 2021). Todavia, não existem estudos que avaliem de que forma a presença de dois condutores periodicamente aterrados e as características de seus aterramentos poderiam influenciar na resposta de linhas compactas frente a sobretensões causadas por descargas atmosféricas.

1.2 Objetivo

O objetivo geral deste trabalho é avaliar o desempenho de redes de distribuição compactas frente a tensões induzidas por descargas atmosféricas, com foco na influência da utilização de múltiplos cabos aterrados. Como objetivos específicos, pode-se listar:

- Avaliar a influência da presença de dois condutores aterrados em sobretensões atmosféricas indiretas em linhas de distribuição compactas.
- Avaliar a influência de parâmetros essenciais para o cálculo de tensões induzidas (periodicidade de aterramento, resistência de aterramento, altura do condutor neutro, tempo de frente e valor de pico de onda de corrente de retorno, distância entre canal de descarga e linha, posição relativa entre ponto de incidência e ponto de aterramento e resistividade do solo) na redução de sobretensões de origem atmosféricas indiretas em linhas de distribuição compactas, considerando ou não a presença do condutor neutro.
- Verificar a importância dos níveis de tensões induzidas causadas por descargas atmosféricas em configuração típica de linha compacta trifásica.
- Avaliar se a prática de utilizar cabos nus para representar cabos cobertos em redes compactas é válida no estudo de sobretensões atmosféricas indiretas.

1.3 Metodologia

Para a avaliação da resposta de linhas compactas frente aos efeitos de descargas atmosféricas indiretas, é necessário inicialmente implementar modelos computacionais que permitam o cálculo de tensões induzidas em linhas de distribuição causadas pela incidência de descargas nuvem-solo em sua vizinhança. Para isso, devem ser definidos modelos matemáticos para representação dos fenômenos envolvidos, a saber: forma de onda da corrente na base do canal de descarga; modelo de propagação da corrente de retorno ao longo do canal; modelos para cálculo dos campos eletromagnéticos no entorno do canal; modelo de acoplamento dos campos com a linha. Assim, de posse das características da corrente, do canal, da linha e do solo, calcula-se finalmente a tensão induzida. Existem diferentes formas de modelar e calcular cada uma dessas etapas, seja no domínio da frequência ou do tempo (LEAL, 2020). Neste trabalho, opta-se por uma abordagem direta no domínio do tempo, baseada no emprego de modelos de engenharia

para a determinação da propagação da corrente de retorno, de uma aproximação assintótica para o cálculo dos campos eletromagnéticos gerados pelas descargas considerando o efeito do solo condutor imperfeito no campo elétrico horizontal, e do modelo de Agrawal *et al.* (AGRAWAL; PRICE; GURBAXANI, 1980) para o cálculo do acoplamento desses campos com a linha. A solução das equações de linhas de transmissão no domínio do tempo é realizada empregando-se a técnica das diferenças finitas no domínio do tempo, conhecida como FDTD (*Finite Difference Time Domain*) (PAUL, 2007).

A partir do modelo implementado para o cálculo de sobretensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas em linhas aéreas, avalia-se a resposta de linhas de distribuição compactas frente a esse fenômeno por meio de estudo da influência de parâmetros que possuem ligação direta com a estimativa de tensão induzida considerando ou não a presença do condutor neutro na estrutura da linha compacta.

1.4 Organização do texto

Este trabalho foi dividido em cinco capítulos, incluindo o atual que apresenta a Introdução.

O Capítulo 2 discorre sobre o histórico de estudos relacionados à aplicação de cabos periodicamente aterrados com o intuito de diminuir a tensão induzida por descargas indiretas. Nele são apresentadas as principais conclusões e a evolução do conhecimento do tema. Além disso, são mostradas a estrutura e estudos relacionados ao desempenho de linhas de distribuição compactas frente a descargas atmosféricas.

O Capítulo 3 aborda todos os modelos e metodologias utilizados para o cálculo de tensão induzida de forma detalhada, bem como sua validação, comparando com resultados consolidados na literatura.

No Capítulo 4 são apresentados os casos a serem avaliados, com suas características físicas e considerações realizadas, bem como os resultados obtidos e análises.

Finalmente, o Capítulo 5 contém as conclusões e propostas de continuidade.

2 Influência de Condutores Aterrados na Redução de Tensões Induzidas por Descargas Atmosféricas Indiretas

2.1 Considerações Iniciais

Métodos para reduzir sobretensões em linhas aéreas são necessários para melhorar a qualidade do fornecimento de energia e a confiabilidade de redes de distribuição de energia elétrica. Com a crescente substituição de linhas com configuração convencional por linhas compactas na área de concessão da CEMIG-D, que faz uso de neutro contínuo e multiaterrado, um método em específico passou a ser empregado de forma não intencional: a utilização de um par de condutores periodicamente aterrados.

Sabe-se que cabos periodicamente aterrados colocados acima ou abaixo dos condutores podem alterar a tensão nesses condutores por meio do acoplamento eletromagnético entre eles. Assim, uma sobretensão gerada por efeitos indiretos de descargas atmosféricas, que poderia levar à falha de isolamento de uma linha de distribuição, pode ser reduzida a limites suportados, o que manteria a linha em seu funcionamento normal.

Estudos recentes têm avaliado a utilização intencional de múltiplos condutores aterrados para reduzir os efeitos de sobretensões de origem atmosférica em linhas de distribuição (ANDREOTTI et al., 2021; TOSSANI et al., 2021). Como linhas compactas

podem conter até dois cabos aterrados em sua configuração básica, a substituição de linhas convencionais por linhas compactas acaba indo ao encontro, ainda que de forma não intencional, desses estudos. Porém, embora o emprego de condutores aterrados para a proteção de linhas de distribuição contra os efeitos de descargas atmosféricas indiretas seja uma estratégia de proteção relativamente consolidada, por vezes os estudos dedicados ao tema acabam por indicar conclusões distintas sobre a atuação dos cabos aterrados e parâmetros que influenciam em seu desempenho. Torna-se importante, então, verificar de que forma os estudos já realizados no tempo poderiam ser aplicados no contexto de linhas de distribuição compactas. Por essa razão, apresenta-se um breve histórico sobre o assunto na seção a seguir.

2.2 Histórico

Um dos primeiros estudos sistemáticos a respeito da influência de cabos aterrados em tensões induzidas por descargas indiretas foi realizado por Sune Rusck, na Suécia (RUSCK, 1958). Em seu trabalho, Rusck considerou uma linha infinita, sem perdas, posicionada sobre um solo condutor perfeito, na qual se considerou a presença de cabos aterrados em apenas um ponto da linha. Foi concluído que cabos aterrados reduzem a tensão induzida em condutores vizinhos e que essa redução é dependente de parâmetros como a altura do cabo. Apesar de estudos anteriores, como o de Bewley (BEWLEY, 1951), chegarem a uma conclusão semelhante e serem importantes do ponto de vista histórico, a metodologia de cálculo de acoplamento entre campos e linha não era consistente (CHOWDHURI, 1990).

Com o objetivo de quantificar a redução da tensão induzida por descargas próximas, Rusck desenvolveu uma fórmula simples expressando a razão entre a tensão induzida no condutor com a presença de cabos aterrados (V'_a) e a tensão que seria induzida sem a presença desses cabos (V_a). Essa razão foi denominada pelo autor de “*Shielding Factor*” (SF), que em tradução livre poderia ser chamada de fator de blindagem (RUSCK, 1958). Considerando que o cabo seja aterrado em apenas um ponto, a equação (2.1) indica o SF proposto por Rusck:

$$SF = \frac{V'_a(t)}{V_a(t)} = 1 - \frac{Z_{ab}}{Z_{bb} + 2R_b} \frac{h_b}{h_a} \quad (2.1)$$

onde Z_{ab} e Z_{bb} são a impedância de surto mútua entre condutor e cabo aterrado e a impedância de surto própria do condutor, respectivamente, R_b é a resistência de aterramento, e h_a e h_b são as alturas do condutor e cabo aterrado, nessa ordem. Essa expressão só pode ser aplicada em pontos próximos ao aterramento ou em casos de cabos multiaterrados, desde que o intervalo entre aterramentos seja curto, da ordem de 30 m (PIANTINI; M. JANISZEWSKI, 2013). Apesar da limitação de sua aplicação, essa expressão constitui uma importante referência para o estudo analítico de tensões induzidas em linhas polifásicas.

Em contrapartida, Chowdhuri e Gross (CHOWDHURI; GROSS, 1969) concluíram que a redução da sobretensão induzida por descargas próximas seria irrelevante e, portanto, utilizar cabos periodicamente aterrados não seria um meio de proteção eficiente. Observou-se, posteriormente, que as equações propostas para o cálculo de tensão induzida em (CHOWDHURI; GROSS, 1969) estavam incorretas, (YOKOYAMA, 1984). No estudo de Chowdhuri e Gross, o solo foi considerado como um condutor perfeito e os cabos foram tratados como continuamente aterrados, mantendo potencial uniforme ao longo de toda sua extensão. Essa última suposição só seria válida para curtos intervalos entre aterramentos subsequentes. Além disso, não foi definido o intervalo de aterramento ótimo para maior eficiência do cabo de aterramento em mitigar tensões induzidas (PAOLONE et al., 2004). Apesar disso, essa hipótese foi usada por vários autores devido à sua praticidade no momento de calcular tensões induzidas. Como exemplo, pode-se citar a análise realizada por Cinieri e Fumi (CINIERI; FUMI, 1979) que, apesar de ainda possuir incoerências em sua formulação para cálculo de tensão induzida, faz comparações entre típicas primeiras descargas descendentes negativas e descargas subsequentes em diferentes configurações de linhas, considerando cabos aterrados com potencial nulo. Ainda, Chowdhuri (CHOWDHURI, 1990) analisa a influência da variação da altura de cabos aterrados por meio de taxa de proteção, semelhante ao SF, mas conhecido como PR (*Protective Ratio*). Ambos os estudos utilizam o cabo aterrado em potencial nulo e concluem que a tensão induzida é significativamente reduzida na presença destes.

Outros autores realizaram avanços importantes para o desenvolvimento da análise de tensões induzidas por descargas próximas e a utilização de cabos aterrados para mitigá-las. Em 1980, Yokoyama realizou um estudo em que considerava cabos aterrados com

potencial nulo. Porém, realizou medição em modelos em escala reduzida e ainda empregou formas de onda experimentais no cálculo de tensões induzidas. Nesse estudo ainda foi concluído que a variação da altura de cabos aterrados teria influência em sua eficiência na redução de sobretensões (YOKOYAMA, 1980). Em (YOKOYAMA et al., 1983; YOKOYAMA et al., 1989) foram apresentados novos estudos experimentais, desta vez com medições de correntes de retorno e tensões induzidas de forma simultânea em descargas reais. Apesar de ainda considerar o cabo aterrado com potencial nulo em seus cálculos, os valores calculados e medidos se mostraram semelhantes. Esse tipo de estudo se mostrou de grande importância, pois viabilizou a comparação de valores medidos e calculados, permitindo validação e melhoria de formulações para o cálculo de tensão induzida.

Em 1984 e 1985 (YOKOYAMA, 1984; YOKOYAMA; YAMAMOTO; KINOSHITA, 1985), foi proposto um algoritmo com metodologia de cálculo de tensão induzida que possibilita cálculos considerando equipamentos de proteção, como cabos multiaterrados e para-raios. Os cálculos foram validados tanto com resultados teóricos quanto com medição de tensão induzida em modelos em escala. Aqui, o cabo aterrado foi considerado como um condutor qualquer, ou seja, sem predefinição de sua tensão no espaço e tempo. Apesar da evolução na metodologia, Yokoyama considerou o solo como um condutor elétrico perfeito. Porém, considerou uma resistência de aterramento não nula, gerando contradição em seus cálculos.

Piantini e Janiszewski também consideraram o cabo aterrado como um condutor qualquer pertencente ao sistema elétrico avaliado, avançando na análise de parâmetros que influenciam em sua eficiência na redução de sobretensões nos demais cabos. Em seu trabalho, avaliaram parâmetros como altura do cabo aterrado, resistência de aterramento, distância entre descidas subsequentes e posição relativa do canal de descida com os aterramentos, utilizando para isso modelos em escala reduzida (PIANTINI; JANISZEWSKI, 1994).

A partir da evolução em considerar o cabo aterrado sem um potencial definido e da validação de metodologias de cálculo com comparações com medições reais ou em modelos em escala, os autores passaram a lidar com os fatores que influenciam a eficiência de proteção dos cabos aterrados e a aplicação em diferentes configurações de linhas, inclusive aplicando o conceito de fator de blindagem ou taxa de proteção. Em

(RACHIDI et al., 1997), foi avaliada a influência da altura dos cabos aterrados considerando aterramento nas extremidades da linha com configuração horizontal e vertical dos condutores, solo como condutor perfeito e, ainda, a possibilidade de mais de um condutor aterrado. Aqui, o modelo de Agrawal *et al.* (AGRAWAL; PRICE; GURBAXANI, 1980) para acoplamento entre campos e linha foi utilizado. Concluiu-se que os cabos aterrados reduzem significativamente a tensão induzida e que, dependendo da configuração, mais de um cabo periodicamente aterrado tornaria a proteção ainda mais eficiente. Nesse estudo, propôs-se a aplicação do conceito de fator de blindagem para analisar os valores máximos de tensão, independentemente do tempo.

Em (PAOLONE et al., 2004) o modelo de Agrawal *et al.* Foi estendido para comportar o caso de descontinuidades na linha, aterramento de cabos de blindagem ou para-raios e ainda a condutividade finita do solo. O modelo foi validado e então aplicado para observar a influência do intervalo entre aterramentos consecutivos e resistência de aterramento na eficiência dos cabos periodicamente aterrados. Foi observado que, para os dados utilizados, o cabo aterrado só seria eficiente para toda a linha caso o intervalo entre aterramentos fosse de 200 m ou menos; caso contrário apenas pontos próximos ao aterramento seriam protegidos. Outra conclusão importante foi a de que a eficiência dos cabos periodicamente aterrados dependeria mais do intervalo entre aterramentos do que da resistência de aterramento, quando essa não possui valores muito altos. A resistência de aterramento assumiria um papel mais importante no caso de incidência da descarga em frente a um ponto de aterramento. Provou-se ainda que, considerando o solo como condutor elétrico perfeito, a fórmula proposta por Rusck produz resultados satisfatórios para intervalos curtos entre pontos de aterramentos. Porém, como concluído em (ZHANG et al., 2019), o aumento da resistividade do solo amplia o erro causado pela utilização da fórmula simplificada de Rusck.

Utilizando uma metodologia baseada na solução dos potenciais escalar elétrico e vetor magnético associados a uma configuração de condutores com orientação arbitrária implementada em um modelo eletromagnético conhecido como HEM (*Hybrid Electromagnetic Model*) (VISACRO; SOARES, 2005), Silveira *et al.* (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2011) realizaram um estudo analisando a influência de um condutor neutro periodicamente aterrado em tensões induzidas por primeiras descargas de retorno e descargas subsequentes em uma linha de distribuição considerando diferentes valores

de resistividade. É concluído que o neutro periodicamente aterrado, localizado abaixo dos condutores, contribui para a redução da tensão induzida entre fase e terra. A redução é intensificada com o aumento da frequência de descidas para a terra e com a proximidade do neutro com os condutores de fase. É indicado ainda que os valores de tensão induzida por primeiras descargas de retorno são mais intensos que os de descargas subsequentes e que essa tendência é intensificada à medida que a resistividade do solo aumenta. É interessante notar que, apesar de ser comum a análise considerando apenas cabos de blindagem colocados acima dos condutores como um meio de mitigar tensões induzidas por descargas próximas, independentemente da posição relativa de um cabo periodicamente aterrado e condutores pode ocorrer a diminuição da tensão induzida.

Outros trabalhos também abordam a utilização de condutores multiaterrados, ou de condutor neutro. Por exemplo, em (PAULINO; BOAVENTURA; BARBOSA, 2018) é verificado que para o caso de descargas diretas a utilização do neutro não altera a taxa de desligamento da linha; porém, para descargas indiretas, a presença de neutro leva a uma grande diminuição nas sobretensões resultantes, levando a uma melhoria de quase três vezes no desempenho da linha frente a descargas atmosféricas. Outro aspecto importante citado é que, surpreendentemente, com o aumento da resistência de aterramento o efeito de proteção causado pelo neutro se torna mais eficiente. Nesse estudo, essa conclusão foi baseada na tensão induzida entre fase e neutro.

Notam-se diferenças nas conclusões de alguns autores em relação à influência de resistência e intervalos de aterramento na avaliação de desempenho da proteção da linha. Enquanto, por exemplo, (PAOLONE et al., 2004) e (SILVEIRA; DE CONTI; VISACRO, 2011) demonstram que a eficiência do cabo aterrado aumenta com a diminuição de intervalo e resistência de aterramento, em (PAULINO; BOAVENTURA; BARBOSA, 2018) é afirmado que a eficiência do cabo multiaterrado aumentaria com o comportamento contrário. O motivo dessa divergência fica claro em trabalhos como o de Piantini e Janiszewski (PIANTINI; M. JANISZEWSKI, 2013; PIANTINI, 2018), que mostram tanto tensões fase-terra quanto fase-neutro, evidenciando que elas apresentam comportamentos distintos em relação à variação de parâmetros de aterramento. A tensão com potencial para promover uma falha de isolamento ou danos a equipamentos em uma linha aérea é aquela que está aplicada aos seus isoladores. Em uma linha de distribuição que possui neutro e/ou cabo de blindagem multiaterrado, essa tensão é aquela entre fase

e neutro ou fase e cabo de blindagem. Como a tensão no neutro ou no cabo de blindagem não será nula quando da ocorrência dos efeitos induzidos por descargas atmosféricas indiretas, a redução da impedância de aterramento a ele conectado reduziria a tensão entre esses condutores e a terra de forma mais acentuada do que nos cabos fase vizinhos. Isso promoveria um aumento da tensão fase-neutro, aumentando a severidade das sobretensões nos isoladores e nos equipamentos. Desta forma, a análise de desempenho de linhas com cabos periodicamente aterrados é mais coerente quando a tensão entre fase e cabo aterrado é levada em consideração.

Os trabalhos de Piantini, primeiro desconsiderando a condutividade finita do solo (PIANTINI; M. JANISZEWSKI, 2013) e posteriormente a considerando (PIANTINI, 2018), utilizam o método ERM (*Extended Rusck Model*) para cálculo de tensão induzida, representando um avanço na análise individual dos fatores que podem variar a eficiência do cabo periodicamente aterrado como: distância relativa entre condutores e cabo aterrado, intervalo de aterramento, resistência de aterramento, tempo de frente de corrente de retorno, distância do canal de descarga, resistividade do solo e posição relativa entre canal de descarga e ponto de aterramento.

Na mesma temática, utilizando análise probabilística e estatística, o trabalho (BRIGNONE et al., 2018) buscou realizar a análise da variação de eficiência do cabo aterrado com fatores de influência principais, porém com seus efeitos combinados. Empregando o método RSM (*Response Surface Method*), que é uma ferramenta para avaliar como a resposta de um sistema complexo depende de seus parâmetros de entrada, foi concluído que, do ponto de vista da redução de tensões induzidas por descargas atmosféricas, a melhor localização para o cabo aterrado seria acima dos condutores e que a eficiência dessa estratégia de proteção aumenta quando ambos, intervalo de aterramento e resistência de aterramento, diminuem. Observa-se que a análise foi baseada na tensão entre fase e terra.

De forma mais prática, também existe a preocupação em relação ao planejamento de linhas de distribuição e sobre como as pesquisas podem indicar opções de melhorias de proteção aos desenvolvedores das linhas. Por exemplo, em (CAO et al., 2021) é realizada uma análise relacionada à posição relativa do canal de descargas em relação a postes aterrados e não aterrados e como isso pode afetar no desempenho de toda a linha,

concluindo que o ideal seria realizar aterramentos em todos os postes mesmo que a resistência de aterramento em alguns seja mais alta que o valor planejado.

Em (ANDREOTTI et al., 2022a; ANDREOTTI et al., 2022b) é feito um extenso estudo onde são identificados fatores denominados pelos autores como internos e externos ao problema de análise da eficiência de cabos aterrados na proteção de linhas de distribuição. Além dessa diferenciação, o estudo tem como objetivo identificar o melhor ponto na linha para análise do efeito de redução de tensão induzida, de forma que o fator de blindagem possa ser determinado apenas por fatores internos. Essa prática permite que o fator de blindagem possa ser aplicado diretamente nos estudos de planejamento de linhas. Entendendo a importância da aplicação dos conceitos estudados, foi criado inclusive um guia direcionado a projetistas de linhas de distribuição, contendo proposta de metodologia de cálculo para previsão de taxas de desligamento em linhas de 69 kV ou menos, realizando a previsão de fatores que podem levar ao desligamento da linha, bem como propor soluções técnicas para melhoria de desempenho baseadas no conceito de custo-benefício (IEEE STD 1410, 2011).

Por fim, trabalhos recentes têm abordado temas ainda mais complexos. Em (TOSSANI et al., 2021) o estudo leva em consideração o ambiente no entorno da linha, que modifica a quantidade de descargas diretas ou indiretas e, conseqüentemente, os métodos de proteção a serem priorizados, e ainda a utilização conjunta entre cabos aterrados e para-raios. É confirmada a eficiência dos métodos já utilizados e são ainda sugeridas formas de melhoria desses, inclusive observando o aspecto econômico. Em (ANDREOTTI et al., 2021) é verificado que a performance da linha pode ser melhorada com a implantação intencional de mais de um cabo periodicamente aterrado, acima ou abaixo da linha, frisando que o custo de instalação de cabos aterrados pode ser relativamente pequeno.

2.3 Redes de Distribuição Compactas

A substituição de redes convencionais por redes compactas, iniciada no Brasil na década de 1990, trouxe consigo mudanças como a maior proximidade entre os cabos, a inclusão de um cabo mensageiro multiterrado e a presença de cobertura isolante nos cabos fase. Tais mudanças alteram a propagação de campos eletromagnéticos e

acoplamentos entre os cabos, fazendo com que o comportamento da linha frente a fenômenos transitórios também se modifique.

Não há na literatura muitos estudos relacionados ao desempenho de redes de distribuição compactas frente a descargas atmosféricas, tampouco com foco na eficiência de cabos multiaterrados. O desempenho de uma linha aérea está diretamente ligado ao seu nível de suportabilidade. Assim, é de extrema importância avaliar se as mudanças oriundas da inserção de linhas de distribuição compactas modificam a capacidade de suportar tensões impulsivas. Nesse contexto, foram realizados no LRC/UFMG testes laboratoriais buscando avaliar a suportabilidade de estruturas de linhas de distribuição compactas frente a impulsos atmosféricos. Foram empregadas configurações de linhas típicas utilizadas pela CEMIG-D e impulsos atmosféricos normalizados. A Figura 2.1 apresenta estruturas básicas típicas de linhas de distribuição compactas instaladas pela CEMIG-D, cujas características estão indicadas na Tabela 2.1. As estruturas monofásicas são indicadas pelas letras “CM” e as trifásicas pelas letras “CE”. Os números em conjunto com as letras informam o ângulo de trabalho da estrutura (CEMIG-D, 2016).

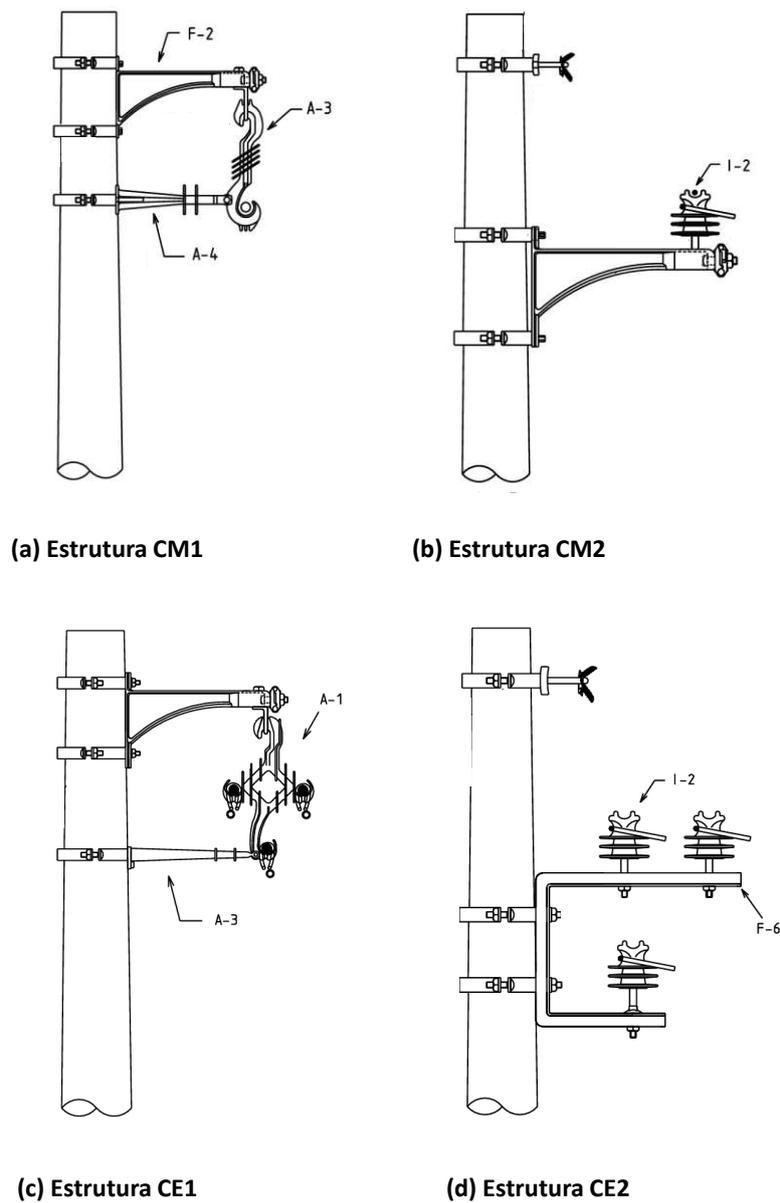


Figura 2.1 - Estruturas típicas de redes de distribuição compactas monofásicas e trifásicas instaladas pela CEMIG-D. Adaptada de (CEMIG-D, 2016)

Tabela 2.1 - Descrição de características das estruturas de redes de distribuição compactas monofásicas e trifásicas típicas instaladas pela CEMIG-D (CEMIG-D, 2016)

Item	Descrição
F-2	Braço suporte tipo "L"
A-1	Espaçador losangular
A-3	Espaçador monofásico
A-4	Braço anti-balanço polimérico
I-2	Isolador de Pino polimérico
F-6	Braço suporte tipo "C"

Em (LIMA et al., 2019) foi comprovado, a partir da estimativa da taxa de desligamento, que a utilização de linhas compactas melhora o desempenho de linhas de distribuição trifásicas em relação à configuração convencional, mesmo utilizando valores de suportabilidade calculados considerando o caso crítico de cabos nus no lugar dos cabos cobertos. Os testes foram realizados com as estruturas CE1 e CE2 e foi ainda observado que a estrutura CE1, que utiliza espaçadores poliméricos, possui suportabilidade média cerca de 25% maior que a da estrutura CE2, que utiliza isoladores de pino. Foi concluído, para linhas monofásicas, que a cobertura isolante do tipo XLPE garante aumento de 39% a 91% no nível de tensão de ruptura em comparação com o CFO (*Critical Flashover Voltage*) de cabos nus, dependendo da configuração da linha (LIMA et al., 2015; SOUZA et al., 2016; LIMA et al., 2017). Ainda, quando o material XLPE é comparado com polietileno de alta densidade (HDPE), o último apresenta desempenho superior (SOUZA et al., 2017; SOUZA et al., 2018; SOUZA et al., 2019), tanto para linhas monofásicas quanto trifásicas, confirmando a expectativa de concessionárias a respeito desse material (SOUZA et al., 2017).

A cobertura isolante utilizada em cabos fase de redes compactas modifica o campo elétrico em seu entorno. Caso o afastamento entre os cabos seja reduzido, pode-se levar a uma distribuição não uniforme de cargas e correntes em sua periferia, gerando um fenômeno conhecido como efeito de proximidade. Esses aspectos influenciam no cálculo de parâmetros por unidade de comprimento da linha, causando variações em sua resposta à fenômenos transitórios. Entretanto, foi comprovado que caso haja separação mínima entre os condutores ou entre condutores e solo, o efeito de proximidade pode ser desprezado. Para linhas típicas utilizadas nas redes de distribuição compactas essa premissa se aplica (SILVA; DE CONTI, 2017; SILVA, 2018). Já o efeito da cobertura isolante afeta diretamente a capacitância externa por unidade de comprimento e, portanto, em sua estimativa deve ser acrescentada essa parcela. A capacitância própria de um cabo com cobertura isolante pode ser calculada como $C = (P_0 + P)^{-1}$, cujos coeficientes são dados por:

$$P_0 = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \ln\left(\frac{2h}{r_w + \delta}\right) \quad (2.2)$$

$$P = \frac{1}{2\pi\epsilon_r\epsilon_0} \ln\left(\frac{r_w + \delta}{r_w}\right) \quad (2.3)$$

sendo r_w o raio do condutor, δ a espessura da camada isolante, ϵ_0 e ϵ_r as permissividades do espaço livre e relativa da camada isolante, respectivamente (DE CONTI; SILVA; LEAL, 2020).

Caso seja incluída a camada isolante no cálculo da matriz de capacitâncias de uma rede de distribuição compacta, espera-se que a capacitância externa própria e mútua variem entre 8% e 12%, tendo como base o caso de referência que considera somente cabos nus. Tal alteração influencia na velocidade de fase e na impedância característica, modificando a resposta de linhas compactas a fenômenos transitórios (SILVA; DE CONTI, 2017). Apesar dessa variação, é prática comum representar cabos com cobertura isolante de linhas compactas como cabos nus em simulações, de forma a simplificar os cálculos. Em (NAPOLITANO et al., 2013), por exemplo, é realizado estudo para avaliar a influência da presença do mensageiro no desempenho de linhas de distribuição compactas frente a descargas atmosféricas indiretas, comparando com o desempenho de linhas convencionais. É concluído que o mensageiro periodicamente aterrado melhora o desempenho da linha. No entanto, todo o estudo é feito desconsiderando a cobertura isolante no entorno dos condutores.

Para verificar a acurácia da utilização de cabos nus para representar cabos cobertos, em (DE CONTI; E. S. LEAL, 2019) foram feitas simulações em uma linha monofásica contendo ou não cobertura isolante para diferentes tipos de cargas e características da cobertura isolante. Foi mostrado que a desconsideração da cobertura isolante não causa alteração relevante no pico de tensão induzida, principalmente se a linha estiver casada em suas terminações. Caso contrário, ocorrem sucessivas reflexões, gerando oscilações na cauda da forma de onda de tensão induzida. Ainda, para valores típicos de permissividade elétrica e espessura da cobertura isolante, a forma de onda resultante de transitório em um cabo coberto é bastante semelhante à produzida por um cabo nu, assim a desconsideração da cobertura isolante não gera erros significativos para as configurações testadas.

Em (DE CONTI; SILVA; LEAL, 2020) são consideradas também linhas trifásicas e fenômenos transitórios não só de origem atmosféricas, mas também de manobra.

Novamente não há variações significativas quando analisado o pico de tensão, apesar da alteração observada na frequência de oscilação da cauda das formas de onda simuladas, causada pela modificação da velocidade de fase e impedância característica. Uma observação importante é feita em (LEAL; DE CONTI, 2021b), trabalho no qual os autores identificam modificação na tensão fase-mensageiro ou fase-neutro de uma linha de distribuição compacta trifásica quando não há consideração da cobertura isolante. Quando mensageiro ou neutro não são periodicamente aterrados, o emprego da cobertura isolante gera diferença na tensão fase-cabo aterrado em comparação ao caso com cabos nus. Porém, o nível dessa tensão é muito inferior às outras envolvidas e não haverá diferenças significativas desde que eles estejam periodicamente aterrados, o que é prática usual das concessionárias. Ainda, em (LEAL; DE CONTI, 2021a), uma linha monofásica foi testada para diferentes terminações, valores de condutividade do solo e pontos de incidência de descargas. Observou-se que a condutividade do solo não possui relação com qualquer modificação causada pela utilização ou não da cobertura isolante. No entanto, assim como concluído nos estudos anteriores, as diferentes terminações e localização de descargas geram oscilações na cauda da forma de onda de tensão induzida, porém sem alterações significativas no valor de pico de tensão. Mesmo nas análises estatísticas de desempenho de linha feitas em (LEAL; DE CONTI, 2021b; LEAL; DE CONTI, 2021a) foi comprovado, para as configurações testadas, que a desconsideração da cobertura isolante não gera erro significativo nas sobretensões calculadas. Contudo, a influência desse parâmetro não foi avaliada na ausência do condutor neutro.

2.4 Considerações Finais

O conhecimento sobre a influência de cabos periodicamente aterrados em sobretensões induzidas por descargas atmosféricas em linhas de distribuição têm avançado juntamente com o aprimoramento de metodologias de cálculo e o conhecimento sobre os fenômenos eletromagnéticos associados ao problema. Nos estudos atuais já é usual considerar o solo com condutividade finita, cabos aterrados com potencial indefinido ao longo da linha e metodologias de cálculo consolidadas e validadas por medições ou experimentos. Entretanto, ainda existem certas divergências em relação à influência de alguns parâmetros na eficiência dos cabos aterrados em mitigar tensões induzidas, principalmente devido à tensão considerada para análise, seja ela entre fase e terra ou fase e cabo aterrado.

Os estudos mais recentes tendem a avaliar cenários excepcionais, à medida que a complexidade dos sistemas elétricos tende a aumentar, inclusive levando em consideração diferentes possibilidades de proteção, como a inclusão intencional de mais de um condutor periodicamente aterrado. As linhas compactas se inserem nesse contexto como alternativa que não só traz uma nova configuração de linha, mas que também abrange naturalmente um recurso para proteção contra descargas atmosféricas.

Alguns estudos já indicam a melhoria de desempenho das linhas compactas, mostrando aumento de suportabilidade e redução de taxas de desligamento frente a fenômenos atmosféricos. No entanto, não há estudos que avaliem a ação conjunta ou não do cabo mensageiro e do condutor neutro em uma linha de distribuição compacta. Para mais, é necessário avaliar como o efeito simultâneo causado por esses dois cabos, que são naturalmente aterrados, varia com as características da descarga atmosféricas ou do próprio sistema de aterramento. Os próximos capítulos se dedicam a avaliar essas questões.

3 Cálculo de Tensões Induzidas por Descargas Atmosféricas em Linhas de Distribuição Compactas

3.1 Considerações Iniciais

A avaliação do comportamento de um sistema elétrico frente aos efeitos de descargas atmosféricas consiste na determinação das sobretensões às quais as linhas pertencentes a esse sistema podem estar sujeitas quando submetidas a efeitos diretos e indiretos, e de como as linhas responderão a essas sobretensões. No presente trabalho, avalia-se somente a resposta de linhas de distribuição compactas frente a tensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas, que, conforme indicado no Capítulo 1, ocorrem com maior frequência do que sobretensões causadas por descargas diretas.

A determinação de tensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas pode ser dividida em três etapas: modelagem do canal de descarga e da corrente de retorno associada; cálculo dos campos eletromagnéticos gerados pela descarga; modelagem do acoplamento entre os campos eletromagnéticos incidentes e a linha. Por fim, utiliza-se uma ferramenta para solução das equações de cada modelo. No presente capítulo, discute-se a implementação de cada uma das etapas acima no contexto deste trabalho e, por fim, validam-se as metodologias implementadas por meio do cálculo de tensões induzidas em

uma linha de distribuição compacta trifásica e comparação dos resultados obtidos com dados disponíveis na literatura.

3.2 Canal de Descarga e Corrente de Retorno

As descargas atmosféricas descendentes negativas são o evento mais comum dentre as descargas que ocorrem entre nuvem e solo e, portanto, são as que despertam maior interesse em estudos sobre a influência de descargas atmosféricas em sistemas elétricos. Esse fenômeno consiste na formação de um canal de plasma onde ocorre fluxo intenso e de curta duração de cargas negativas da nuvem para o solo. Alternativamente, esse fenômeno pode ser interpretado como o fluxo de cargas positivas do solo para a nuvem, conhecido como corrente de retorno. Na maioria dos casos, após a primeira corrente de retorno podem ocorrer descargas adicionais conhecidas como descargas subsequentes (VISACRO, 2005).

O canal de descarga e a respectiva corrente de retorno, assim como todo o fenômeno *descarga atmosférica* em si, possuem formação complexa e necessitam de modelos matemáticos para sua representação. Sabe-se que o canal possui tortuosidades e ramificações, porém é comum que ele seja representado como retilíneo, no intuito de simplificar os cálculos, além de permitir comparações com estudos já realizados.

Os modelos que descrevem a corrente de retorno que se propaga no canal podem ser divididos em quatro tipos (RAKOV; UMAN, 1998): (1) modelos de dinâmica de gases; (2) modelos eletromagnéticos; (3) modelos por parâmetros distribuídos; (4) modelos de engenharia. Eles se diferenciam pelos princípios físicos e matemáticos utilizados para caracterizar a corrente de retorno e seus efeitos. Em particular, os modelos de engenharia são expressos em termos de formulações simplificadas que sejam capazes de gerar campos eletromagnéticos que reproduzam campos observados por meio de medições. De forma geral, esses modelos representam a distribuição espacial e temporal da corrente de retorno a partir da corrente na base do canal, já que as medições reais de corrente de retorno são realizadas nesse local (RAKOV; UMAN, 1998). Devido à sua simplicidade, os modelos de engenharia são comumente utilizados para os cálculos de tensões induzidas. Por essa razão, também são empregados neste trabalho.

A equação (3.1) e a Tabela 3.1 indicam os principais modelos de engenharia disponíveis na literatura, a saber: TL (*Transmission Line Model*) (UMAN; MCLAIN,

1969); MTLL (*Transmission Line Model with Linear Decay*) (RAKOV; DULZON, 1987); e MTLE (*Transmission Line Model with Exponential Decay*) (NUCCI et al., 1988).

$$i(z', t) = u\left(t - \frac{z'}{v_f}\right) \cdot P(z') \cdot i\left(0, t - \frac{z'}{v}\right) \quad (3.1)$$

Tabela 3.1 - Dados para aplicação em equação dos modelos de engenharia mais comuns

Modelo	$P(z')$	v
TL	1	v_f
MTLL	$1 - z'/H$	v_f
MTLE	$e^{-\frac{z'}{\lambda}}$	v_f

A equação (3.1) descreve a corrente de retorno em um ponto arbitrário z' ao longo de um canal de descarga vertical no instante de tempo t em função dos seguintes termos:

- $u(t - z'/v_f)$: função de Heaviside, nula antes do instante z'/v_f ;
- $P(z')$: fator de atenuação;
- $i(0, t - z'/v)$: corrente na base do canal de descarga, incluindo atraso relativo à altura considerada.

Na Tabela 3.1, o termo H corresponde à altura do canal no modelo MTLL, λ corresponde à constante de decaimento utilizada no modelo MTLE e v_f é a velocidade de propagação da corrente de retorno (RAKOV; UMAN, 1998).

Apesar de alguns modelos serem capazes de representarem a atenuação da corrente de retorno ao longo do canal, principalmente na cauda da forma de onda de tensão induzida, o modelo TL, que se mostra eficiente na estimativa de tensões de pico, será empregado neste trabalho de forma que a formulação proposta por Barbosa e Paulino (BARBOSA; PAULINO, 2007; BARBOSA, 2009) possa ser utilizada. Essa formulação é usada para estimar a influência da condutividade finita do solo na componente horizontal do campo elétrico, o que é discutido na seção a seguir.

3.3 Campos eletromagnéticos

A partir do conhecimento da distribuição temporal e espacial da corrente de retorno que se propaga no canal de descarga, é possível calcular os campos eletromagnéticos gerados pela descarga. Para isso, usualmente o canal de descarga é considerado como uma antena retilínea vertical dividida em dipolos infinitesimais de corrente.

O cálculo do campo eletromagnético é dividido em três parcelas: campo magnético azimutal, que circula em torno do canal de descarga; campo elétrico vertical, que é perpendicular à superfície do solo; e campo elétrico radial, que é paralelo à superfície do solo. Sabe-se que a condutividade finita do solo possui influência no cálculo dos campos eletromagnéticos, devido à atenuação e distorção provocadas. Entretanto, para distâncias de até um quilômetro do canal de descarga, a consideração do solo como um condutor perfeito permite o cálculo aproximado das componentes vertical do campo elétrico e azimutal do campo magnético de forma satisfatória. Já no cômputo da parcela radial do campo elétrico, na altura típica de uma linha aérea, a condutividade finita do solo possui influência significativa (COORAY, 1992). Apesar dessa parcela possuir valores inferiores à vertical, sua influência ocorre por toda a extensão da linha, se tornando extremamente importante para o cálculo de tensões induzidas (RACHIDI et al., 1996). Para distâncias maiores, um plano com condutividade finita causa atenuação das componentes de alta frequência, porém nessas distâncias o efeito causado pelo canal de descarga se torna menos relevante.

O problema do cálculo de campos eletromagnéticos produzidos por uma antena vertical posicionada sobre um solo com condutividade finita foi equacionado primeiramente por Sommerfeld no domínio da frequência (SOMMERFELD, 1909). Sua formulação é de difícil solução, já que apresenta integrandos que divergem com facilidade, além de exigir alto esforço computacional, caso resolvida numericamente. Essa formulação pode ser aplicada no cômputo de campos eletromagnéticos gerados por descargas atmosféricas e sua solução garante o cálculo exato dos campos. Por isso, ela pode ser considerada como referência para validação de outras formulações.

Devido à dificuldade de solução das integrais de Sommerfeld, existe a busca por expressões ou aproximações mais simples. Essas aproximações são usualmente expressas

no domínio da frequência (SILVEIRA, 2006), o que ocorre devido à grande dificuldade em se desenvolver formulações a partir das equações de Maxwell no domínio do tempo, principalmente levando em consideração a condutividade finita do solo. Entretanto, é necessária a conversão dos resultados para o domínio do tempo por meio da transformada inversa de Fourier, processo que aumenta o custo computacional do modelo e que pode inserir artefatos numéricos nos campos calculados. A formulação de Cooray-Rubinstein, também descrita no domínio da frequência, é a mais difundida na literatura para a consideração da condutividade finita do solo no cálculo do campo elétrico radial de forma aproximada (COORAY, 1992; RUBINSTEIN, 1996).

De forma a contornar as limitações relacionadas ao cálculo do campo elétrico radial associado a descargas atmosféricas no domínio da frequência, Barbosa e Paulino (BARBOSA; PAULINO, 2007; BARBOSA, 2009) revisaram e expandiram o trabalho de Rusck de forma a considerar a condutividade finita do solo no cálculo de campos radiais. Como resultado, chegaram a uma expressão original que permite o cálculo da parcela radial do campo elétrico no domínio do tempo por meio de soluções analíticas utilizando a técnica de aproximações assintóticas. O modelo simplifica o cálculo dos campos, gerando uma implementação numérica eficiente baseada em formulações analíticas. Os resultados produzidos por esse modelo apresentaram boa correspondência com formulações consolidadas na literatura, inclusive com as integrais de Sommerfeld.

O campo elétrico radial, segundo o modelo de Barbosa e Paulino, é calculado pela soma da contribuição de duas parcelas para uma determinada distância radial (r), altura (z) e instante de tempo (t) arbitrários, como apresentado em (3.2): $E_{rq}(r, z, t)$, devido às cargas distribuídas no canal de descarga (potencial escalar) e $E_{ri}(r, 0, t)$, devido à corrente do canal de descarga (potencial vetor magnético).

$$E_r(r, z, t) = E_{rq}(r, z, t) + E_{ri}(r, 0, t) \quad (3.2)$$

A principal contribuição do trabalho de Barbosa e Paulino está na formulação da parcela devido à corrente do canal, onde o efeito da condutividade finita do solo é considerado. Seu resultado é dado pela solução da equação (3.3).

$$E_{ri}(r, 0, t) = -Z_E H_{0D} \left\{ \frac{2\varepsilon_r + a(t - t_0)[1 + 3b\varepsilon_r + 2ab(t - t_0)]}{2[1 + ab(t - t_0)]^{1/2}[\varepsilon_r + a(t - t_0)]^{1,5}} \right\} \quad (3.3)$$

onde Z_E é a impedância do espaço livre ($Z_E = \sqrt{\mu_0/\epsilon_0} = 120\pi$), dependente da permissividade elétrica no vácuo (ϵ_0) e permeabilidade magnética no vácuo (μ_0), ϵ_r é a permissividade relativa do solo, e t_0 é o tempo de trânsito da onda de campo eletromagnético originada na base do canal até o ponto de interesse. O termo H_{0D} representa o campo magnético azimutal calculado para uma corrente em forma de degrau. Os termos a e b são apresentados em (3.4).

$$a = \frac{\pi}{4\rho\epsilon_0} \quad e \quad b = \left(\frac{\rho}{Z_E r_0}\right)^2 \quad (3.4)$$

sendo ρ a resistividade do solo e r_0 a distância radial do canal de descarga ao ponto de interesse. Devido às premissas utilizadas pelos autores, a equação (3.3) só é válida caso a condição $r_0 > \rho\sqrt{\epsilon_r}/Z_E$ seja atendida.

É importante destacar que a equação (3.3) foi desenvolvida para uma corrente na forma de degrau. Assim, para consideração de correntes com forma arbitrária no cálculo do campo magnético, é necessária a utilização de integrais de convolução.

Tanto a parcela H_{0D} , em (3.3), quanto $E_{rq}(r, z, t)$, em (3.2), são calculadas considerando o solo como um condutor perfeito. Desta forma, para a determinação completa do campo eletromagnético gerado por uma descarga atmosférica, é necessário ainda o cálculo do campo elétrico radial, vertical e campo magnético azimutal para um solo com resistividade nula.

Um das formulações mais difundidas e consolidadas para o cálculo de campos eletromagnéticos considerando o solo como condutor perfeito no domínio do tempo foi proposta em (UMAN; MCLAIN; KRIDER, 1975). O canal de descarga é considerado como uma antena retilínea vertical dividida em dipolos de corrente acima de um solo considerado condutor perfeito. O desenvolvimento se inicia a partir das equações de Maxwell em conjunto com o método das imagens, considerando um ponto arbitrário acima do solo. Por fim, obtêm-se as equações para o cálculo dos campos elétricos vertical e radial, além da componente azimutal do campo magnético, respectivamente apresentadas em (3.5), (3.6) e (3.7)

$$E_z(r, z, t) = \frac{1}{4\pi\epsilon_0} \left[\int_{-H}^H \frac{2(z-z')^2 - r^2}{R^5} \int_0^t i\left(z', \tau - \frac{R}{c}\right) d\tau dz' + \int_{-H}^H \frac{2(z-z')^2 - r^2}{cR^4} i\left(z', t - \frac{R}{c}\right) dz' - \int_{-H}^H \frac{r^2}{c^2 R^3} \frac{\partial i\left(z', t - \frac{R}{c}\right)}{\partial t} dz' \right] \quad (3.5)$$

$$E_r(r, z, t) = \frac{1}{4\pi\epsilon_0} \left[\int_{-H}^H \frac{3r(z-z')}{R^5} \int_0^t i\left(z', \tau - \frac{R}{c}\right) d\tau dz' + \int_{-H}^H \frac{3r(z-z')}{cR^4} i\left(z', t - \frac{R}{c}\right) dz' + \int_{-H}^H \frac{r(z-z')}{c^2 R^3} \frac{\partial i\left(z', t - \frac{R}{c}\right)}{\partial t} dz' \right] \quad (3.6)$$

$$H_\varphi(r, 0, t) = \frac{1}{2\pi} \left[\int_0^H \frac{r}{R^3} i\left(z', t - \frac{R}{c}\right) dz' + \int_0^H \frac{r}{cR^2} \frac{\partial i\left(z', t - \frac{R}{c}\right)}{\partial t} dz' \right] \quad (3.7)$$

onde R é a distância entre um dipolo do canal e o ponto de análise, z' é a altura do dipolo considerado e H é a altura do canal. Por fim, c é a velocidade da luz no vácuo.

3.4 Acoplamento Eletromagnético entre Canal e Linha

A inclusão da influência de campos eletromagnéticos externos que incidem em linhas aéreas acontece por meio dos modelos de acoplamento. Um dos modelos mais tradicionais é o modelo de Agrawal *et al.* (AGRAWAL; PRICE; GURBAXANI, 1980), onde as equações de linha de transmissão são modificadas para incluir o efeito dos campos eletromagnéticos. O modelo considera o modo de propagação do tipo TEM (Transverso Eletromagnético), restringindo sua aplicação a casos em que os condutores da linha sejam horizontais e paralelos ao solo. As equações (3.8) e (3.9) descrevem, no

domínio do tempo, a propagação de tensão e corrente em uma linha elétrica com N condutores, sob efeito de campos eletromagnéticos externos (RACHIDI et al., 1996):

$$\frac{\partial \mathbf{V}_s(x, t)}{\partial x} + \mathbf{L}_e \frac{\partial \mathbf{i}(x, t)}{\partial t} + \boldsymbol{\zeta}(t) * \frac{\partial \mathbf{i}(x, t)}{\partial t} = \mathbf{E}_x(x, t) \quad (3.8)$$

$$\frac{\partial \mathbf{i}(x, t)}{\partial x} + \mathbf{C} \frac{\partial \mathbf{V}_s(x, t)}{\partial t} = 0 \quad (3.9)$$

onde $\mathbf{V}_s(x, t)$ é a tensão de espalhamento, que representa a resposta da linha à excitação provocada pelos campos eletromagnéticos incidentes, $\mathbf{i}(x, t)$ é a corrente na linha e $\mathbf{E}_x(x, t)$ é o campo elétrico horizontal calculado na altura da linha e projetado em seu sentido. Todos os vetores possuem dimensão $N \times 1$, sendo calculados na coordenada x da linha e no instante t . Os parâmetros \mathbf{L}_e e \mathbf{C} são matrizes de dimensão $N \times N$ contendo, respectivamente, a indutância externa e a capacitância por unidade de comprimento da linha. O termo $\boldsymbol{\zeta}(t)$ representa a impedância transitória da linha, calculada pela transformada inversa de Laplace do termo $\bar{\boldsymbol{\zeta}}(s) = (\mathbf{Z}_i + \mathbf{Z}_g)/s$, onde \mathbf{Z}_i é a impedância interna dos condutores, \mathbf{Z}_g é a impedância de retorno do solo e s é a variável de Laplace. A impedância de retorno do solo foi calculada pela fórmula de Carson (CARSON, 1926). Devido à variação temporal da impedância transitória associada à variação com a frequência de $\bar{\boldsymbol{\zeta}}(s)$, é necessário realizar a operação de convolução indicada pelo operador ‘*’ presente na equação (3.8).

A solução numérica direta da integral de convolução implica grande esforço computacional. Uma alternativa é utilizar a técnica de convolução recursiva (PAUL, 2007), que requer que uma das funções presentes na operação de convolução seja escrita em formato de soma de funções exponenciais no domínio do tempo. Para tal, se torna necessário a escrita dessa mesma função como soma de funções racionais no domínio da frequência. Por meio da técnica de ajuste vetorial, é possível realizar a aproximação da resposta em frequência de $\bar{\boldsymbol{\zeta}}(s)$ por meio do somatório de funções racionais contendo polos alocados em um dado intervalo de frequência, como representado por (3.10):

$$\bar{\boldsymbol{\zeta}}(s) \cong \sum_{k=1}^K \frac{c_k}{s - a_k} \quad \Rightarrow \quad \boldsymbol{\zeta}(t) \cong \sum_{k=1}^K c_k e^{a_k t} \quad (3.10)$$

onde c_k são os resíduos e a_k os pólos encontrados por meio da técnica de ajuste vetorial (GUSTAVSEN; SEMLYEN, 1999).

Para solucionar as equações diferenciais parciais descritas em (3.8) e (3.9) pode-se utilizar a técnica de diferenças finitas no domínio do tempo (FDTD – *Finite Difference Time Domain*) (PAUL, 2007). Ela consiste na discretização simultânea do tempo e da dimensão espacial ao longo da linha, aproximando as derivadas por equações de diferenças, que são, então, resolvidas de maneira recursiva. A linha é dividida em NDX segmentos de comprimento Δx , enquanto o período de tempo de análise é dividido em NDT intervalos de comprimento Δt . Além disso, por meio da lei de Kirchhoff das correntes, pode-se incluir, nas equações de diferenças, possíveis descontinuidades presentes na linha. A presença do aterramento periódico é incluída por meio da matriz de condutâncias \mathbf{G}_G em que são indicadas as conexões para o aterramento. Para o caso de linha com três condutores, cabo mensageiro e condutor neutro, a matriz \mathbf{G}_G possui o formato indicado em (3.11).

$$\mathbf{G}_G = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_{MN}^{-1} & R_{MN}^{-1} \\ 0 & 0 & 0 & R_{MN}^{-1} & R_{MN}^{-1} + R_G^{-1} \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

sendo R_{MN} a resistência de conexão entre neutro e mensageiro e R_G a resistência de aterramento (LEAL; DE CONTI, 2021b).

A dedução das equações recursivas obtidas com a aplicação do FDTD na solução das equações de linhas de transmissão iluminadas por campos eletromagnéticos externos é apresentada em detalhe em (PAUL, 2007; DE CONTI, 2021). As equações de diferenças obtidas, indicadas em (3.12), (3.13) e (3.14), apresentam a formulação para o cálculo das tensões induzidas em nós contidos no interior e nas terminações da linha. Por sua vez, a equação (3.15), em conjunto com (3.16), é utilizada para calcular a corrente ao longo da linha. Essas equações podem ser resolvidas numericamente, de forma iterativa.

$$\mathbf{V}_{s,1}^{n+1} = \left[\left(\frac{\mathbf{C}\Delta x}{\Delta t} - \frac{\mathbf{G}\Delta x}{2} - \mathbf{G}_s \right) \mathbf{V}_{s,1}^n - 2\mathbf{I}_1^{n+1/2} + \mathbf{G}_s \mathbf{h}(\mathbf{E}_{z,x=0}^{n+1} + \mathbf{E}_{z,x=0}^n) \right] \quad (3.12)$$

$$\mathbf{V}_{s,k}^{n+1} = \left(\frac{\mathbf{C}\Delta x}{\Delta t} + \frac{\mathbf{G}\Delta x}{2} + \frac{\mathbf{G}_G}{2} \right)^{-1} \left[\left(\frac{\mathbf{C}\Delta x}{\Delta t} - \frac{\mathbf{G}\Delta x}{2} - \frac{\mathbf{G}_G}{2} \right) \mathbf{V}_{s,k}^n - (\mathbf{I}_k^{n+1/2} - \mathbf{I}_{k-1}^{n+1/2}) \right] + \frac{\mathbf{G}_s \mathbf{h}}{2} (\mathbf{E}_{z,x=k\Delta x}^{n+1} + \mathbf{E}_{z,x=k\Delta x}^n) \quad (3.13)$$

$$\mathbf{V}_{s,NDX+1}^{n+1} = \left(\frac{\mathbf{C}\Delta x}{\Delta t} + \frac{\mathbf{G}\Delta x}{2} + \mathbf{G}_L \right)^{-1} \left[\left(\frac{\mathbf{C}\Delta x}{\Delta t} - \frac{\mathbf{G}\Delta x}{2} - \mathbf{G}_L \right) \mathbf{V}_{s,NDX+1}^n + 2\mathbf{I}_{NDX+1}^{n+1/2} \right] + \mathbf{G}_L \mathbf{h} (\mathbf{E}_{z,x=l}^{n+1} + \mathbf{E}_{z,x=l}^n) \quad (3.14)$$

$$\mathbf{I}_k^{n+3/2} = \mathbf{I}_k^{n+1/2} - \left[\mathbf{L}_e + \sum_{j=1}^N \left(\frac{c_j}{a_j} \right) (e^{b_j \Delta t} - 1) \right]^{-1} \left[\frac{\Delta t}{\Delta x} (\mathbf{V}_{s,k+1}^{n+1} - \mathbf{V}_{s,k}^{n+1}) - \sum_{j=1}^N \Phi_{k,j}^{n+1/2} - \frac{\Delta t}{2} (\mathbf{E}_{x,k}^{n+1} + \mathbf{E}_{x,k}^n) \right] \quad (3.15)$$

$$\Phi_{k,j}^{n+1/2} = - \left(\frac{c_j}{a_j} \right) e^{a_j \Delta t} (e^{a_j \Delta t} - 1) (\mathbf{I}_k^{n+1/2} - \mathbf{I}_k^{n-1/2}) + e^{a_j \Delta t} \Phi_{k,j}^{n-1/2} \quad (3.16)$$

Nas equações acima, \mathbf{G} é a matriz de condutância externa por unidade de comprimento, que usualmente pode ser considerada nula no caso de linhas aéreas, enquanto \mathbf{G}_s e \mathbf{G}_L são as matrizes de condutância de cargas conectadas a extremidade inicial e final da linha, respectivamente. O subíndice k indica o ponto de análise na linha e n , o instante de análise. As equações (3.12), (3.13) e (3.14) representam a tensão no primeiro nó da linha segmentada, a tensão nos nós internos e a tensão no último nó da linha, respectivamente.

Em todo o desenvolvimento foi considerada a tensão de espalhamento $\mathbf{V}_s(x, t)$ (AGRAWAL; PRICE; GURBAXANI, 1980). Sabe-se que a tensão total $\mathbf{V}(x, t)$ é dada pela soma da tensão de espalhamento com a tensão indutora $\mathbf{V}_i(x, t)$ associada ao campo elétrico vertical incidente. Supondo que a integral do campo elétrico vertical possa ser representada de forma aproximada pelo produto do campo elétrico calculado no nível do solo pela altura da linha, pode-se calcular a tensão total como mostrado na equação (3.17).

$$\mathbf{V}(x, t) = \mathbf{V}_s(x, t) + \mathbf{V}_i(x, t) = \mathbf{V}_s(x, t) - \int_0^h \mathbf{E}_z dz \cong \mathbf{V}_s(x, t) - \mathbf{E}_z \mathbf{h} \quad (3.17)$$

3.5 Aferição do modelo de cálculo de tensão induzida em linhas de distribuição

A fim de verificar se o conjunto de modelos implementados no contexto deste trabalho é capaz de reproduzir resultados disponíveis na literatura, são apresentadas nesta

seção comparações com cálculos de tensões induzidas em linhas de distribuição realizados por outros autores. Para isso, dois trabalhos são tomados como referência: o primeiro, descrito em (LEAL; DE CONTI, 2021b), utiliza metodologia baseada no FDTD para solucionar as equações de linha de transmissão, no uso do modelo de Barbosa e Paulino para o cálculo de campos eletromagnéticos gerados pela descarga e no cálculo da corrente de retorno considerando o modelo TL; esse conjunto de modelos é, portanto, análogo à implementação realizada neste trabalho; o segundo trabalho, descrito na referência (TOSSANI et al., 2021), também se baseia no FDTD para a solução das equações de linha de transmissão, mas calcula os campos eletromagnéticos gerados pela descarga a partir do modelo de Cooray-Rubinstein.

Nas comparações realizadas são considerados os parâmetros de descargas, do solo e a geometria das linhas consideradas nos trabalhos de referência. São apresentados gráficos comparativos de modo a ser possível verificar a semelhança dos resultados alcançados pelas diferentes metodologias avaliadas. O aplicativo *WebplotDigitizer* (ROHATGI, 2022) foi utilizado para extrair os dados contidos nos trabalhos analisados.

3.5.1 Comparação com modelo de (LEAL; DE CONTI, 2021b)

Em (LEAL; DE CONTI, 2021b) é feita uma investigação sobre o desempenho de uma linha de distribuição compacta trifásica quando submetida aos efeitos de descargas nuvem-solo próximas. É avaliada a influência da cobertura isolante no cálculo de tensões induzidas. A Figura 3.1 e a Tabela 3.2 apresentam as características do caso analisado.

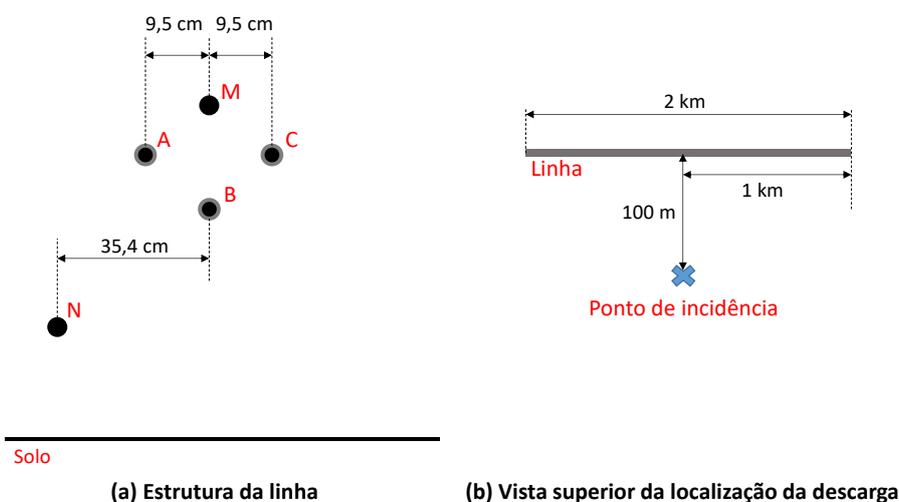


Figura 3.1 - Linha de distribuição compacta utilizada para comparação de metodologias: (a) Estrutura da linha (b) Visão superior da localização da descarga

Tabela 3.2 - Dados dos condutores da linha compacta utilizada para comparação de metodologias

	Condutores			
	<i>Fases A e C</i>	<i>Fase B</i>	<i>Mensageiro (M)</i>	<i>Neutro (N)</i>
Altura	8,83 m	8,67 m	9 m	7 m
Resistência por unidade de comprimento	0,8220 Ω /km	0,8220 Ω /km	4,5239 Ω /km	0,7482 Ω /km
Raio	4,10 mm	4,10 mm	4,75 mm	4,5 mm
Espessura da cobertura	3,05 mm	3,05 mm	-	-
Permissividade relativa da cobertura	2,3	2,3	-	-

A linha mostrada na Figura 3.1(a) é composta por 3 condutores fase cobertos por camada isolante em XLPE, por um cabo mensageiro no localizado acima das fases e por um condutor neutro, também nu, localizado abaixo dos condutores de fase. Neutro e mensageiro são periodicamente aterrados. As características e a altura dos cabos estão ilustradas na Tabela 3.2. A Figura 3.1(b) mostra a vista superior da linha, identificando seu comprimento e a localização da descarga a ser considerada.

Como discutido anteriormente, a formulação utilizada para estimativa de tensão induzida em (LEAL; DE CONTI, 2021b) é muito semelhante à utilizada neste trabalho: o modelo de Barbosa e Paulino para o cálculo dos campos eletromagnéticos considerando a condutividade finita do solo; o modelo de Agrawal *et al.* para o acoplamento entre campos eletromagnéticos e linha; e a solução das equações diferenciais por meio da técnica de FDTD de primeira ordem. Apenas o método utilizado para cálculo dos campos eletromagnéticos desconsiderando a condutividade finita do solo é diferente nas duas formulações: enquanto neste trabalho foram utilizadas as equações propostas por Uman *et al.*, o trabalho de (LEAL; DE CONTI, 2021b) utiliza as próprias equações propostas por Barbosa e Paulino.

Em (LEAL; DE CONTI, 2021b) são analisados quatro casos distintos: Caso 1 com resistências de 500 Ω nas terminações de todos os cabos, aproximando do caso de linha casada; Caso 2, considerando a linha aberta, representada por resistores de 1 M Ω em todos os cabos; Caso 3, que, além de considerar resistência de 500 Ω nas terminações, contempla aterramento periódico para neutro e mensageiro com resistência de 50 Ω e intervalo de 200 m, incluindo as terminações; Caso 4, semelhante ao Caso 3, porém com resistências de 1 M Ω conectadas às suas extremidades.

A velocidade de propagação utilizada para o modelo TL é de $1,5 \times 10^8$ m/s e a corrente de retorno foi modelada como a soma de duas funções de Heidler de acordo com os parâmetros de descargas subsequentes negativas medidas na Estação do Morro do Cachimbo, Brasil, como apresentado em (DE CONTI; VISACRO, 2007). Em todos os casos a resistividade do solo foi considerada $\rho_s = 1000 \Omega\text{m}$ e a permissividade relativa do solo de $\epsilon_{rs} = 10$.

Os resultados apresentados na Figura 3.2, na Figura 3.3, na Figura 3.4 e na Figura 3.5 foram calculados no centro da linha, supondo a incidência da descarga em ponto equidistante das terminações, a uma distância de 100 m do ponto de observação. A metodologia utilizada em (LEAL; DE CONTI, 2021b) está denominada “Leal” e a do presente trabalho como “Atual”. Os resultados considerando a cobertura isolante estão indicados com “CC” e os sem a cobertura isolante “SC”.

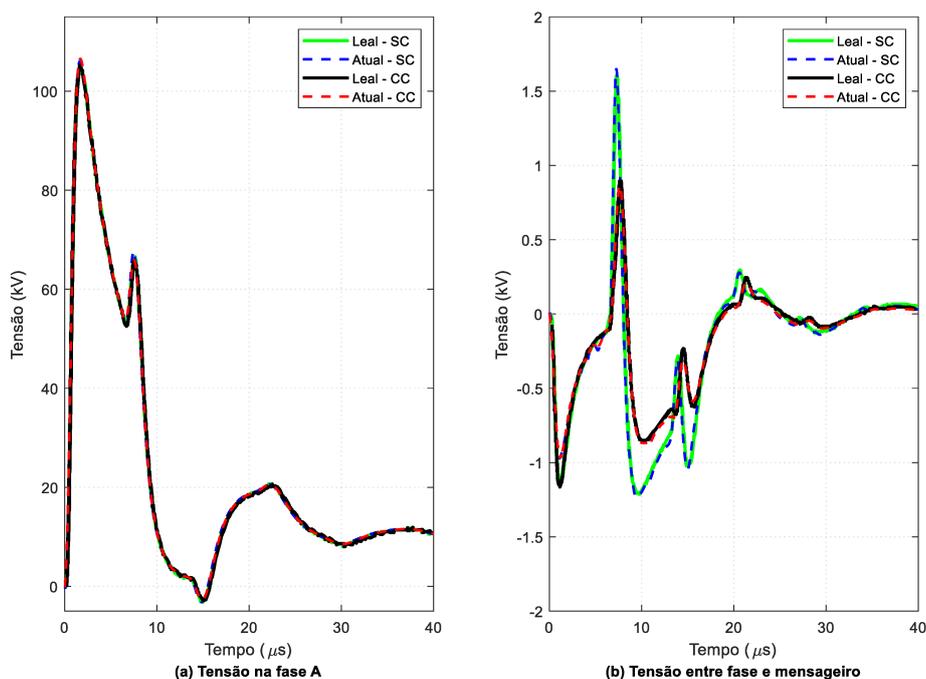


Figura 3.2 – Gráfico comparativo entre metodologia empregada por Leal e De Conti (2021) (Leal) e a deste trabalho (Atual) para Caso 1 (a) Tensão na fase A (b) Tensão entre fase e mensageiro

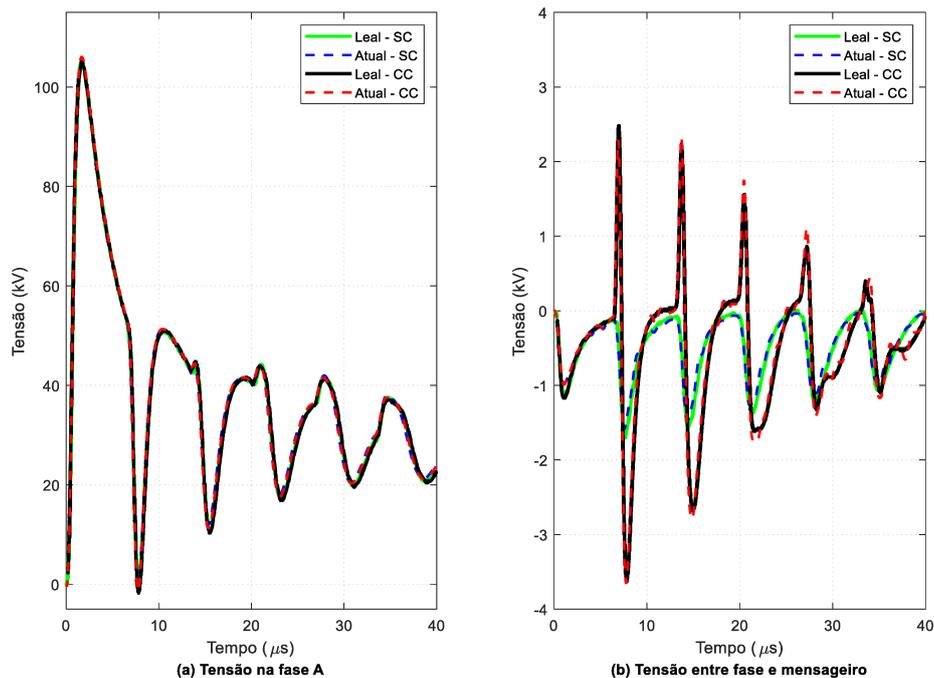


Figura 3.3 – Gráfico comparativo entre metodologia empregada por Leal e De Conti (2021) (Leal) e a deste trabalho (Atual) para Caso 2 (a) Tensão na fase A (b) Tensão entre fase e mensageiro

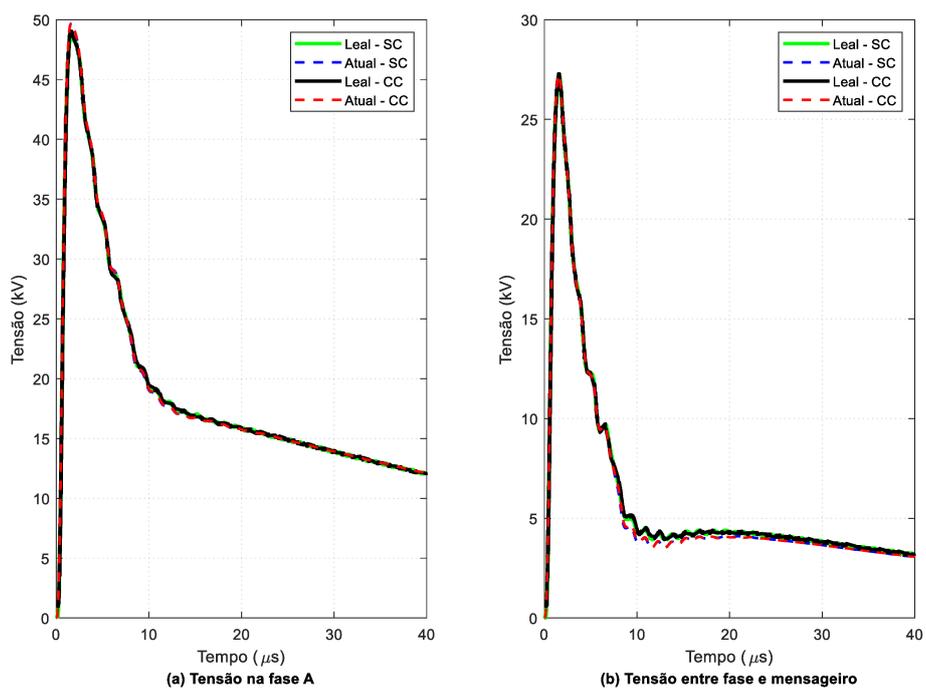


Figura 3.4 - Gráfico comparativo entre metodologia empregada por Leal e De Conti (Leal) (2021) e a deste trabalho (Atual) para Caso 3 (a) Tensão na fase A (b) Tensão entre fase e mensageiro

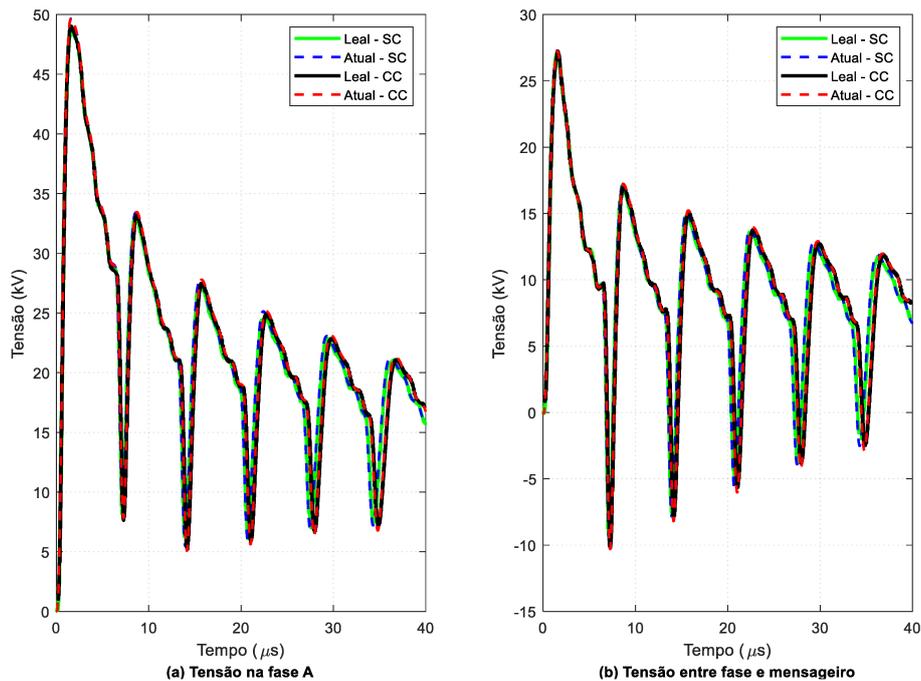


Figura 3.5 – Gráfico comparativo entre metodologia empregada por Leal e De Conti (2021) (Leal) e a deste trabalho (Atual) para Caso 4 (a) Tensão na fase A (b) Tensão entre fase e mensageiro

Analisando os resultados apresentados, são percebidas oscilações nas formas de onda de tensão calculadas, principalmente na Figura 3.2 e na Figura 3.3, onde a linha não apresenta aterramento periódico do mensageiro ou neutro. Conseqüentemente, surgem pequenas diferenças entre os resultados, apesar da grande semelhança entre as metodologias de cálculo. Isso pode ser explicado pelos diferentes ajustes na implementação da metodologia FDTD, pela diferença na metodologia para cálculo dos campos eletromagnéticos considerando o solo como um condutor elétrico perfeito e por eventuais erros de digitalização das imagens apresentadas no artigo de referência. No entanto, nota-se que não há diferenças significativas, mostrando que a metodologia implementada neste trabalho fornece resultados coerentes, especialmente nos valores de pico de tensão, que são mais relevantes para a análise.

3.5.2 Comparação com metodologia baseada no modelo LIOV-EMTP

O estudo realizado em (TOSSANI et al., 2021) tem por objetivo verificar o efeito de cabos aterrados e dispositivos para-raios no desempenho de linhas de média tensão. É concluído que a presença dos dois condutores aterrados reduz significativamente a tensão induzida na linha e que, quando utilizados em conjunto com para-raios, esse impacto é reduzido.

A linha trifásica analisada tem tensão nominal de 22,9 kV e é composta por cabo de blindagem e neutro. Sua vista frontal e superior, contendo dimensões e a localização de incidência da descarga considerada, estão ilustradas na Figura 3.6. O diâmetro dos condutores fase (A, B e C) é de 1,615 cm e do cabo de blindagem (SW) e do neutro (N) é de 0,95 cm. É considerada uma distância de 50 m entre cada poste e uma resistência de aterramento de 300 Ω . Nos postes localizados em 500 m, 1000 m e 1500 m foi aplicada uma resistência de 25 Ω . A linha é casada com a matriz de impedância de surto em suas extremidades e o cabo de blindagem e neutro estão aterrados em todos os postes.

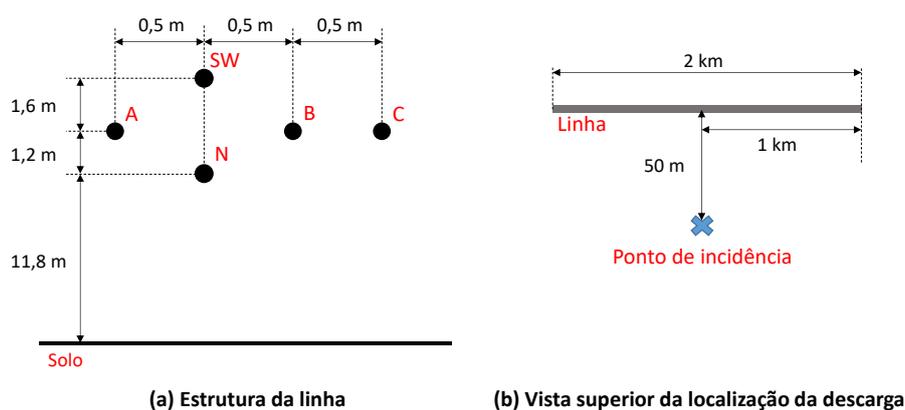


Figura 3.6 - Linha de distribuição utilizada para comparação de metodologias: (a) Estrutura da linha (b) Visão superior da localização da descarga

Para as comparações realizadas neste trabalho é considerada apenas a corrente de retorno subsequente presente em (TOSSANI et al., 2021), representada pela soma de duas funções Heidler cujos parâmetros estão presentes na Tabela 3.3. Em ambos os trabalhos utilizou-se o modelo de corrente de retorno TL, com velocidade de $1,5 \times 10^8$ m/s. Em todos os casos a resistividade do solo foi considerada $\rho_s = 1000 \Omega\text{m}$ e a permissividade relativa do solo de $\epsilon_{r_s} = 10$.

Tabela 3.3 – Parâmetros de forma de onda de corrente de retorno formada pela soma de duas funções Heidler

Forma de onda	I_0 (kA)	n	τ_1 (μs)	τ_2 (μs)
1	10,7	2	0,25	2,5
2	6,5	2	2,1	230

O método utilizado para a estimativa de tensão induzida é o LIOV-EMTP-RV, cuja descrição pode ser encontrada em (TOSSANI et al., 2021). Esse modelo também aplica a técnica de FDTD de primeira ordem para o cálculo do acoplamento dos campos

incidentes com a linha e solução dos transitórios resultantes, porém emprega o modelo de Cooray-Rubinstein para inclusão das perdas no solo no cálculo de campos elétricos horizontais. Isso pode resultar em pequenas diferenças nas formas de onda calculadas, mas não modificará o comportamento geral das formas de onda das tensões induzidas na linha.

Os postes são considerados como uma linha de transmissão dividida em duas parcelas com impedâncias de surto de 200Ω e o efeito de ionização do solo também é considerado. Essas duas considerações não são contempladas nos cálculos deste trabalho. Devido às diferentes formulações e considerações do modelo para cálculo de tensão induzida, é esperado que as forma de onda resultantes possuam diferenças, porém com semelhanças nos pontos mais significativos para a análise de desempenho de linhas de distribuição frente a descargas atmosféricas. Na Figura 3.7 é apresentada a tensão induzida por corrente de retorno subsequente no centro da linha para todos os cabos. Apesar de diferenças entre as curvas resultantes das duas metodologias, principalmente após o pico de tensão, verifica-se grande semelhança tanto na frente de onda, quanto nos valores de picos.

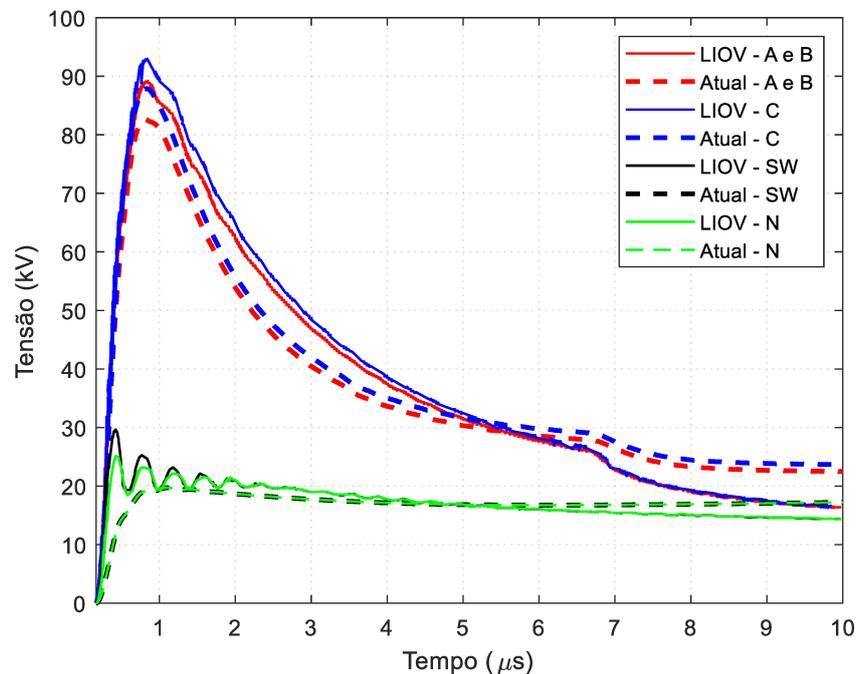


Figura 3.7 - Gráfico comparativo entre metodologia LIOV-EMTP e a deste trabalho (Atual) para tensão no centro da linha quando submetida à corrente de retorno subsequente

A Figura 3.8 mostra o valor máximo de tensão induzida, também por corrente de retorno subsequente, ao longo de toda a linha. Observa-se que os valores são muito

semelhantes, salvo algumas diferenças no centro da linha. Esse resultado é bastante importante, já que o valor de pico de tensão é essencial para a análise de desempenho de sistemas elétricos.

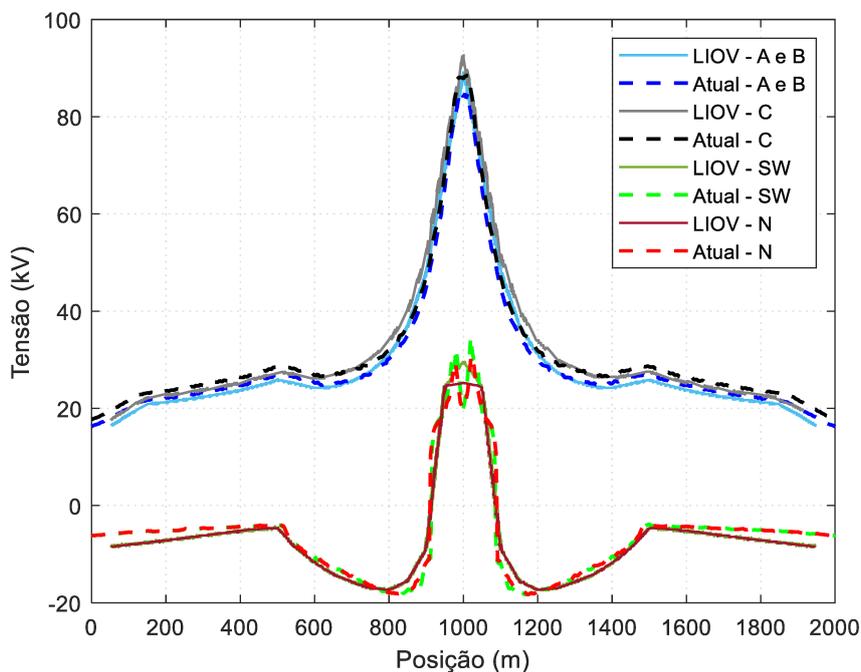


Figura 3.8 - Gráfico comparativo entre metodologia LIOV-EMTP e a deste trabalho (Atual) para tensão máxima ao longo da linha quando submetida à corrente de retorno subsequente

3.6 Considerações finais

Diante da complexidade do fenômeno de descargas atmosféricas é necessário definir um conjunto de formulações de forma que seja possível estimar a tensão induzida em linhas aéreas. Visando a praticidade e eficiência de implementação, nesse trabalho foram usados os seguintes modelos:

- Modelo de propagação de corrente de retorno: TL (Equação (3.1) e Tabela 3.1);
- Modelo para cálculo de campos eletromagnéticos: Barbosa e Paulino (Equações (3.2) e (3.3)) em conjunto com o de Uman *et al.* (Equações (3.5), (3.6) e (3.7));
- Modelo de acoplamento: Agrawal *et al.* (Equações (3.8) e (3.9));
- Modelo para solução de equações diferenciais: FDTD de 1ª ordem (Equações (3.12), (3.13), (3.14), (3.15), (3.16) e (3.17)).

O modelo TL não é o modelo mais rigoroso para representar a propagação da corrente de retorno, porém possui implementação mais simples e é capaz de representar satisfatoriamente os parâmetros mais significativos na análise de desempenho da linha, frente de onda e a tensão máxima. O modelo de Barbosa e Paulino traz a vantagem de ser mais eficiente no cálculo dos campos eletromagnéticos, fazendo com que seja mais rápido realizar análises paramétricas. Além disso, a técnica FDTD possui simples implementação, justificando sua aplicação.

O emprego do modelo completo foi comparado com resultados disponíveis na literatura e, apesar de apresentar algumas diferenças em relação a outros procedimentos de cálculo, gerou resultados satisfatórios em relação aos pontos importantes à análise do efeito de descargas atmosféricas indiretas em linhas de distribuição compactas, principalmente nas características gerais das formas de onda calculadas e nas tensões máximas avaliadas.

4 Resultados e Análises

O efeito de redução em tensões induzidas por descargas atmosféricas provocado pela presença de condutores multiterrados próximos aos condutores fase de uma linha de distribuição é afetado por diversos parâmetros. Em (ANDREOTTI et al., 2022a; ANDREOTTI et al., 2022b) é realizada contribuição para esse estudo na qual tais parâmetros são separados em controláveis (ou internos) e não controláveis (ou externos). Segundo os autores, a consideração de todos os parâmetros em um mesmo grupo é, provavelmente, a principal razão para conflitos de conclusões relacionadas ao efeito de mitigação de sobretensões atmosféricas associado ao uso de cabos aterrados. Os parâmetros internos são aqueles que podem ser controlados pelo projetista da linha, como altura do cabo aterrado para o solo (h_{CA}), altura do cabo aterrado em relação aos condutores fase, resistência de aterramento (R_G) e espaçamento entre pontos de aterramento (X_G). Por outro lado, parâmetros externos são aleatórios e, portanto, não são controláveis pelo projetista, como distância do canal de descarga até a linha (d), deslocamento do canal de descarga em relação a um ponto de aterramento (X_L), tempo de frente de corrente de retorno (t_F) e resistividade do solo (ρ) (ANDREOTTI et al., 2022a; ANDREOTTI et al., 2022b).

Neste capítulo, com o objetivo de investigar o impacto de condutores multiterrados nas tensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas em linhas de distribuição compactas foram simuladas diferentes situações envolvendo uma linha compacta trifásica típica. Os cálculos foram realizados variando uma série de parâmetros (internos e externos) que interferem diretamente na determinação da tensão induzida, resultando na apresentação de tensões máximas. Além disso, também se avalia se a prática de utilizar cabos nus para representar cabos cobertos em linhas compactas não causa diferenças significativas nos resultados de tensão induzida, quando os parâmetros de aterramento ou descarga são variados. Para tal, foram simulados casos considerando ou não a cobertura isolante nos condutores fase.

4.1 Casos Simulados

A linha de distribuição compacta trifásica simulada é típica da área de concessão da CEMIG-D. Nas simulações, considerou-se uma distribuição de condutores correspondente à estrutura CE1, apresentada na Figura 2.1. As características da linha simulada, bem como o ponto de incidência da descarga considerado no caso base tomado como referência para as análises, estão apresentadas na Figura 4.1 e na Tabela 4.1. Exceto quando indicado, em todos os casos as extremidades da linha apresentam casamento de impedâncias com sua matriz de impedância de surto, de forma a evitar reflexões em suas extremidades. O condutor neutro, quando presente, foi conectado diretamente ao cabo mensageiro por meio de uma resistência de valor desprezível ($R_{MN} = 1 \text{ n}\Omega$) em todos os pontos de aterramento.

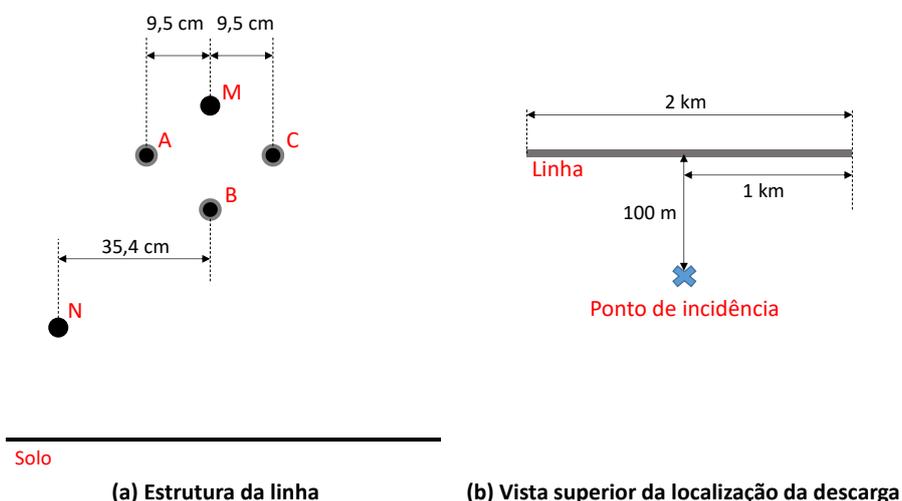


Figura 4.1 - Linha de distribuição compacta trifásica utilizada nos cálculos apresentados nesse capítulo: (a) Estrutura da linha; (b) vista superior da localização da descarga.

Tabela 4.1 – Dados dos condutores da linha compacta utilizada para cálculos desse capítulo (LEAL; DE CONTI, 2021b)

	Condutores			
	Fases A e C	Fase B	Mensageiro (M)	Neutro (N)
Altura	8,83 m	8,67 m	9 m	7 m
Resistência por unidade de comprimento	0,8220 Ω/km	0,8220 Ω/km	4,5239 Ω/km	0,7482 Ω/km
Raio	4,10 mm	4,10 mm	4,75 mm	4,5 mm
Espessura da cobertura	3,05 mm	3,05 mm	-	-
Permissividade relativa da cobertura	2,3	2,3	-	-

A corrente de retorno na base do canal possui pico de 16 kA, tempo de frente virtual de 0,67 μ s e foi representada pela soma de duas funções Heidler (NUCCI et al., 1993), apresentada nas equações (4.1) e (4.2), com dados baseados nos parâmetros medianos de descargas descendentes subsequentes negativas medidas na estação do Morro do Cachimbo, em Minas Gerais, no Brasil (DE CONTI; VISACRO, 2007). Os dados são apresentados na Tabela 4.2. A utilização de dados de descargas subsequentes, e não de primeiras descargas de retorno, tem por finalidade investigar o efeito de formas de onda de corrente com tempo de frente reduzido, situação que pode ser considerada mais crítica no que diz respeito à influência do intervalo entre pontos de aterramento de neutro e do mensageiro nos resultados obtidos. Vale ressaltar que a base de dados de medições realizadas no Morro do Cachimbo foi ampliada e novos valores medianos foram obtidos. Esses dados podem ser encontrados em (SILVEIRA; VISACRO, 2020). A velocidade de propagação adotada para o modelo TL é de $1,5 \times 10^8$ m/s e, em todos os casos, a permissividade relativa do solo foi considerada igual a 10 para o cálculo dos campos eletromagnéticos incidentes.

$$i_b(0, t) = \frac{I_0}{\eta} \frac{(t/\tau_1)^n}{1 + (t/\tau_1)^n} e^{-(t/\tau_2)} \quad (4.1)$$

$$\eta = e^{-\left(\frac{\tau_1(n\tau_2)}{\tau_1}\right)^{\frac{1}{n}}} \quad (4.2)$$

Tabela 4.2 – Parâmetros de forma de onda de corrente de retorno formada pela soma de duas funções Heidler.

Forma de onda	I_0 (kA)	n	τ_1 (μ s)	τ_2 (μ s)
1	15,4	3,4	0,6	4
2	7,2	2	4	120

No caso de aterramentos periódicos de neutro realizados nas redes de distribuição da CEMIG-D, utiliza-se usualmente uma única haste de aterramento com 2,4 m de comprimento, ou três hastes paralelas com espaçamento de 3,0 m. Para essas configurações, um modelo simplificado baseado em um resistor e um capacitor em paralelo seria suficiente para caracterizar a impedância de aterramento até 2 MHz, aproximadamente, faixa que cobre as principais frequências de interesse para o estudo de tensões induzidas por descargas atmosféricas (DE CONTI; VISACRO, 2007). No entanto, nas avaliações apresentadas neste capítulo a impedância de aterramento foi

representada apenas por uma resistência. Essa aproximação pode ser considerada válida para sistemas de aterramento de pequeno porte, na faixa de baixas frequências, situação na qual as componentes reativas da impedância de aterramento se tornam menos significativas que a parcela resistiva (PIANTINI, 2018).

4.2 Resultados

A Figura 4.2 apresenta a tensão induzida nos cabos fase, no neutro e no mensageiro no centro da linha mostrada na Figura 4.1 para o caso base de resistência de aterramento de 50Ω , intervalo de aterramento de 200 m, distância do canal de descarga à linha de 100 m, tempo de frente de onda de corrente de retorno de $0,67 \mu\text{s}$, pico de corrente de 16 kA, resistividade do solo de $100 \Omega\text{m}$ e localização do ponto de incidência da descarga em frente a um ponto de aterramento.

Para aterramentos típicos realizados pela CEMIG-D, com apenas uma única haste, a resistência de aterramento varia aproximadamente de 40Ω a 280Ω , para uma variação de $100 \Omega\text{m}$ a $500 \Omega\text{m}$ da resistividade do solo. No caso de três hastes, para a mesma variação de resistividade, a resistência de aterramento varia de 10Ω a 60Ω (DE CONTI; VISACRO, 2007). Além de o valor de 50Ω ser realístico considerando os aterramentos típicos utilizados nas redes de distribuição da CEMIG-D, ele é equivalente ao valor empregado em trabalhos já realizados a respeito do desempenho de linhas compactas trifásicas (DE CONTI; SILVA; LEAL, 2020; LEAL; DE CONTI, 2021b). O intervalo de 200 m entre pontos de aterramento é também tipicamente adotado pela CEMIG-D.

Na Figura 4.2(a), a presença do neutro é desprezada, enquanto na Figura 4.2(b) o neutro é incluído. Devido à proximidade entre os condutores, percebe-se que as tensões entre as três fases e a terra são muito semelhantes com ou sem o neutro. Apesar de a fase B ter a menor altura dentre os condutores de fase, sua tensão é levemente maior. Isso acontece, pois a fase B é a mais distante do cabo mensageiro e, portanto, sofre menos o efeito de redução provocado pelo cabo periodicamente aterrado. Por outro lado, na Figura 4.2(a) observa-se que a tensão no mensageiro é quase quatro vezes menor que a tensão nas fases, no caso estudado, exatamente por este ser um condutor aterrado. Com a inclusão do neutro, ilustrada na Figura 4.2(b), a tensão nas fases sofre ligeira redução, enquanto a tensão no mensageiro sofre ligeiro acréscimo, com ambos os condutores apresentando sobretensões idênticas. A inclusão do condutor neutro, também

periodicamente aterrado, em conjunto com o cabo messageiro, gera aumento da corrente total que percorre o aterramento. Conseqüentemente, o potencial produzido pelo aterramento aumenta, fazendo com que o cabo messageiro tenha comportamento diferente das fases, aumentando seu potencial quando da inclusão do condutor neutro.

Como a análise de todos os cenários possíveis considerando tensões induzidas em todos os condutores seria inviável, deve-se buscar, na medida do possível, identificar qual seria o parâmetro crítico para a análise do problema. Usualmente, na análise de tensões induzidas por descargas atmosféricas em sistemas multiterrados, o parâmetro de maior interesse para definição da ocorrência ou não de falha de isolamento na linha consiste no valor máximo e na forma de onda da tensão aplicada nos isoladores da linha afetada (DE CONTI et al., 2010). No caso de linhas compactas, essa tensão é aquela que se manifesta entre os condutores fase e o cabo messageiro aterrado. Por essa razão, apesar de o cálculo de tensão induzida ter sido realizado em todos os cabos (fases, messageiro e neutro), todos os resultados doravante apresentados neste capítulo fazem referência à diferença de tensão entre a fase B e o cabo messageiro, que corresponde ao caso mais severo dentre aqueles ilustrados na Figura 4.2.

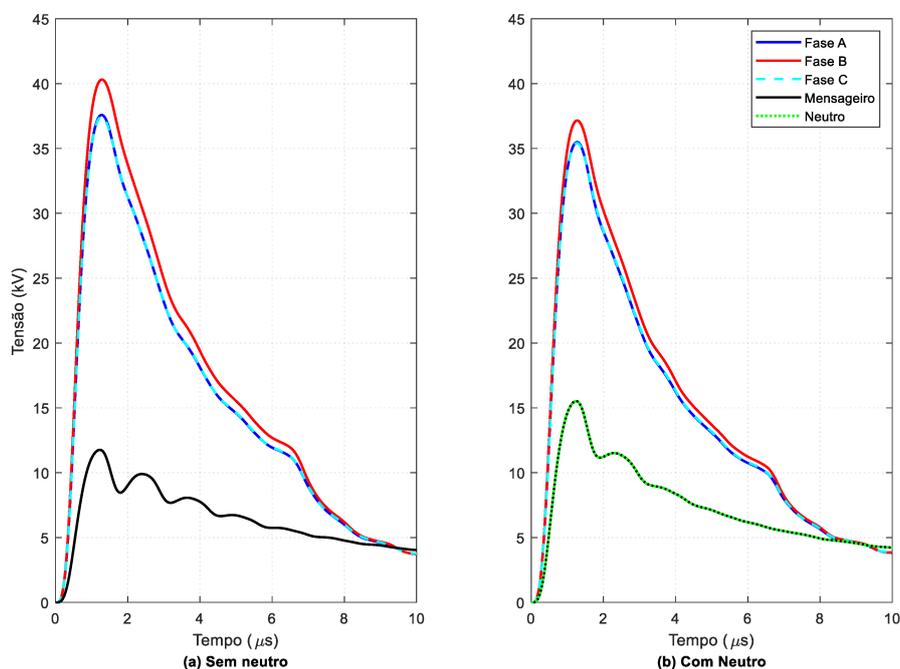


Figura 4.2 - Tensão induzida em uma linha compacta trifásica em um ponto de aterramento (a) desconsiderando condutor neutro e (b) considerando condutor neutro ($t_F = 0,67 \mu s$, $d = 100 m$, $R_G = 50 \Omega$, $X_G = 200 m$).

4.2.1 Análise da influência da presença do condutor neutro e da cobertura isolante nos condutores fase de linhas compactas

A cobertura isolante presente nos condutores fase da linha compacta causa impacto principalmente em sua impedância característica e na velocidade de propagação. Assim, é possível que ocorra alteração tanto na amplitude, quanto atrasos na cauda da forma de onda da tensão induzida, em relação ao caso em que se empregam cabos nus para representar os cabos cobertos. Por essa razão, são apresentados, nesta seção, gráficos contendo a forma de onda de tensão induzida ao longo do tempo e valores máximos de tensão por toda a linha considerando ou desprezando a presença da cobertura isolante nos cabos fase.

A Figura 4.3, a Figura 4.4 e a Figura 4.5 apresentam a forma de onda de tensão induzida no centro da linha ao longo do tempo, em frente ao ponto de incidência, onde se esperam maiores amplitudes de tensão induzida, considerando a linha casada em suas extremidades, para dois valores de resistividade do solo ($\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $1000 \Omega\text{m}$) e variação de parâmetros controláveis. Os gráficos mostram diferentes valores de intervalo de aterramento (aterramento a cada 500 m, 200 m, 50 m ou, o caso extremo, de nenhum ponto de aterramento), resistência de aterramento (50 Ω , 200 Ω , 1000 Ω ou a situação extrema de resistência de aterramento nula) e altura do condutor neutro (8 m, 7 m, 6 m e 5 m), respectivamente, na Figura 4.3, na Figura 4.4 e na Figura 4.5. Em todos os casos são apresentadas curvas considerando ou não a presença do condutor neutro e da cobertura isolante. Nota-se que a diferença provocada pela consideração ou não da cobertura isolante nos condutores de fase se mostra irrelevante tanto no pico de tensão, quanto na forma de onda de tensão induzida entre fase e mensageiro no centro da linha, considerando a linha casada em suas extremidades, visto que as curvas estão sobrepostas. Isso ocorre independentemente dos parâmetros considerados, como resistividade do solo, intervalo de aterramento, resistência de aterramento e altura do condutor neutro. Apenas no painel (a) da Figura 4.3, onde não é considerado nenhum ponto de aterramento, é que se notam diferenças. No entanto, além de não ser prática usual das concessionárias permitir que o mensageiro e o neutro não estejam aterrados em nenhum ponto, as tensões induzidas nestes casos são bastante reduzidas em comparação com os casos em que os cabos são aterrados. Portanto, esse cenário se torna irrelevante.

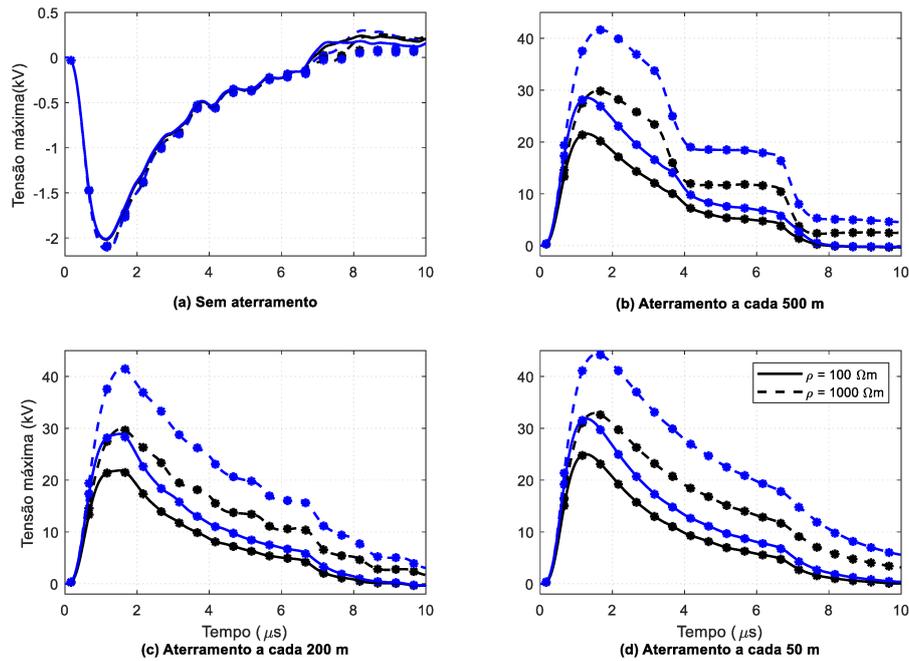


Figura 4.3 - Tensão fase-mensageiro induzida no centro da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, em função do tempo, para valores distintos de intervalo de aterramento (X_G) e para dois valores de resistividade do solo: $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro; curvas com marcadores circulares: sem cobertura isolante; curvas sem marcadores circulares: com cobertura isolante. ($R_G = 50 \Omega$, $d = 100 \text{ m}$, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

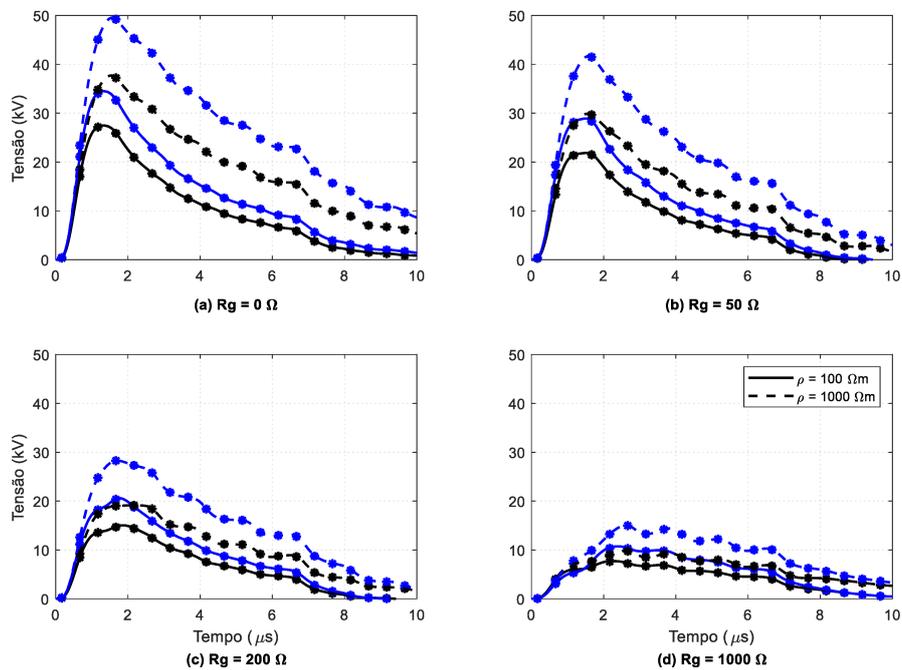


Figura 4.4 - Tensão fase-mensageiro induzida no centro da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, em função do tempo, para valores distintos de resistência de aterramento (R_G) e para dois valores de resistividade do solo: $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro; curvas com marcadores circulares: sem cobertura isolante; curvas sem marcadores circulares: com cobertura isolante. ($X_G = 200 \text{ m}$, $d = 100 \text{ m}$, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

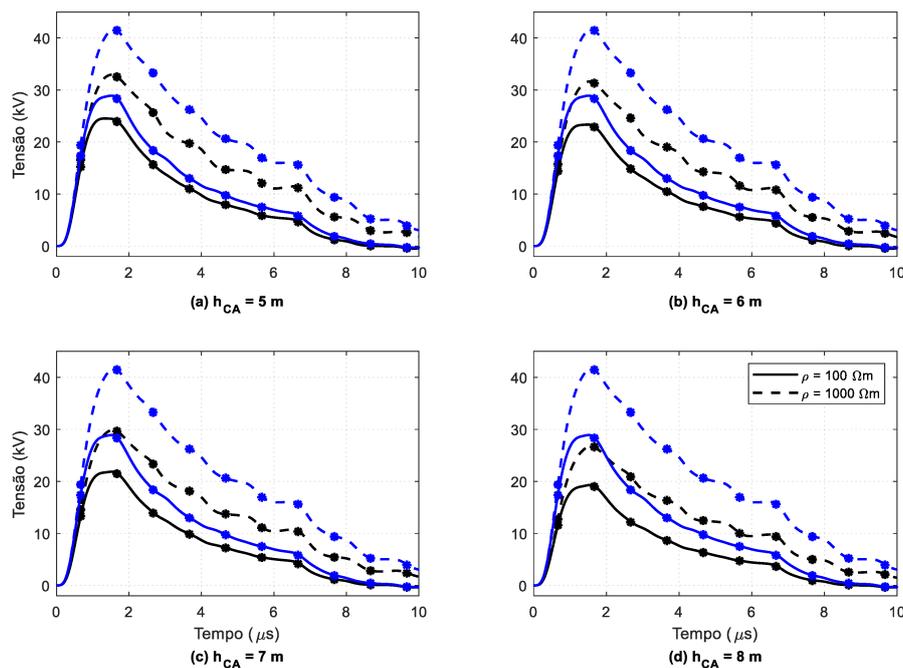


Figura 4.5 - Tensão fase-mensageiro induzida no centro da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, em função do tempo, para valores distintos de altura do condutor neutro (h_{CA}) e para dois valores de resistividade do solo: $\rho = 100\ \Omega\text{m}$ e $\rho = 1000\ \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro; curvas com marcadores circulares: sem cobertura isolante; curvas sem marcadores circulares: com cobertura isolante. ($X_G = 200\text{ m}$, $d = 100\text{ m}$, $R_G = 50\ \Omega$, $t_F = 0,67\ \mu\text{s}$ e $I_0 = 16\text{ kA}$).

Expandindo a análise para pontos distantes do ponto de incidência, a Figura 4.6, a Figura 4.7 e a Figura 4.8 apresentam a tensão induzida máxima entre fase e mensageiro ao longo de toda a linha, para os mesmos intervalos de aterramento, valores de resistência de aterramento e altura do neutro considerados anteriormente, respectivamente. Novamente são mostradas curvas considerando ou não a presença do condutor neutro e da cobertura isolante, para dois valores de resistividade do solo ($\rho = 100\ \Omega\text{m}$ e $1000\ \Omega\text{m}$). Como se vê nas figuras, são confirmadas as observações já realizadas para o cálculo das tensões induzidas no centro da linha: a utilização da cobertura isolante não gera diferenças significativas para o cálculo de tensão induzida, principalmente levando-se em conta as tensões máximas por toda a linha, com exceção do caso em que não há aterramento que, como já discutido, se torna irrelevante.

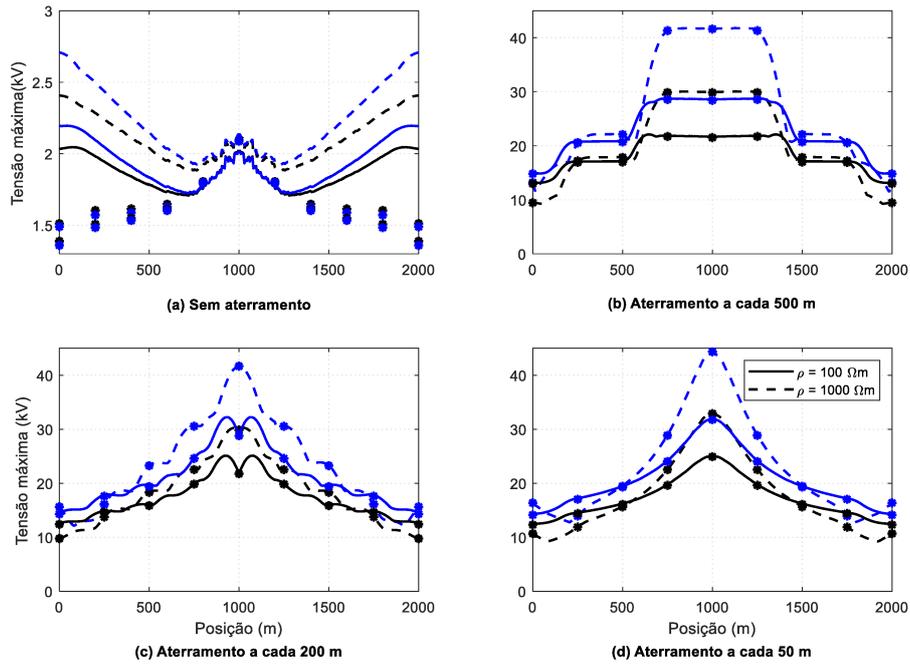


Figura 4.6 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida ao longo da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, para valores distintos de intervalo de aterramento (X_G) e para dois valores de resistividade do solo: $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro; curvas com marcadores circulares: sem cobertura isolante; curvas sem marcadores circulares: com cobertura isolante. ($R_G = 50 \text{ m}$, $d = 100 \text{ m}$, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

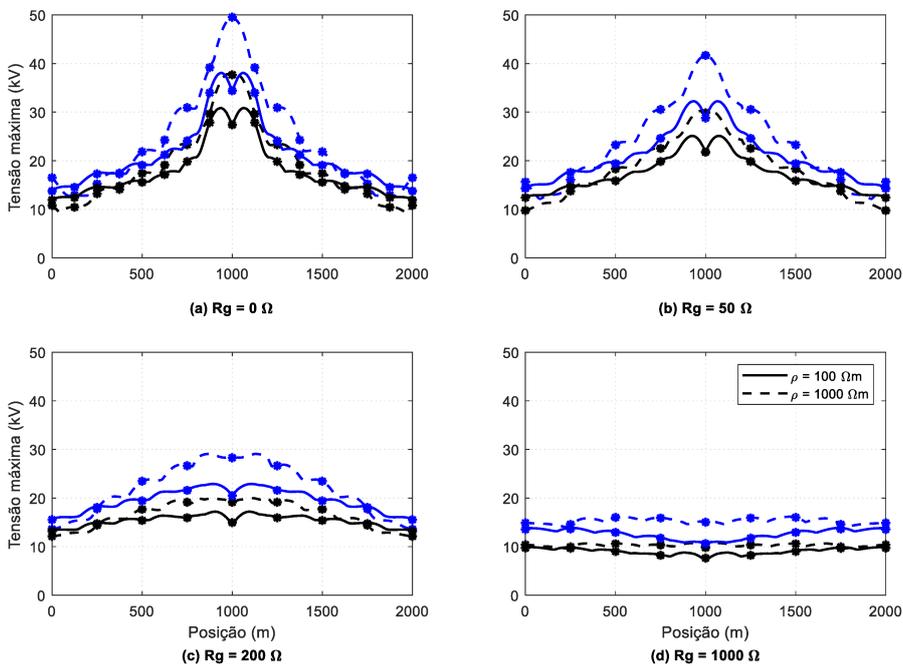


Figura 4.7 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida ao longo da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, para valores distintos de resistência de aterramento (R_G) e para dois valores de resistividade do solo: $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro; curvas com marcadores circulares: sem cobertura isolante; curvas sem marcadores circulares: com cobertura isolante. ($X_G = 200 \text{ m}$, $d = 100 \text{ m}$, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

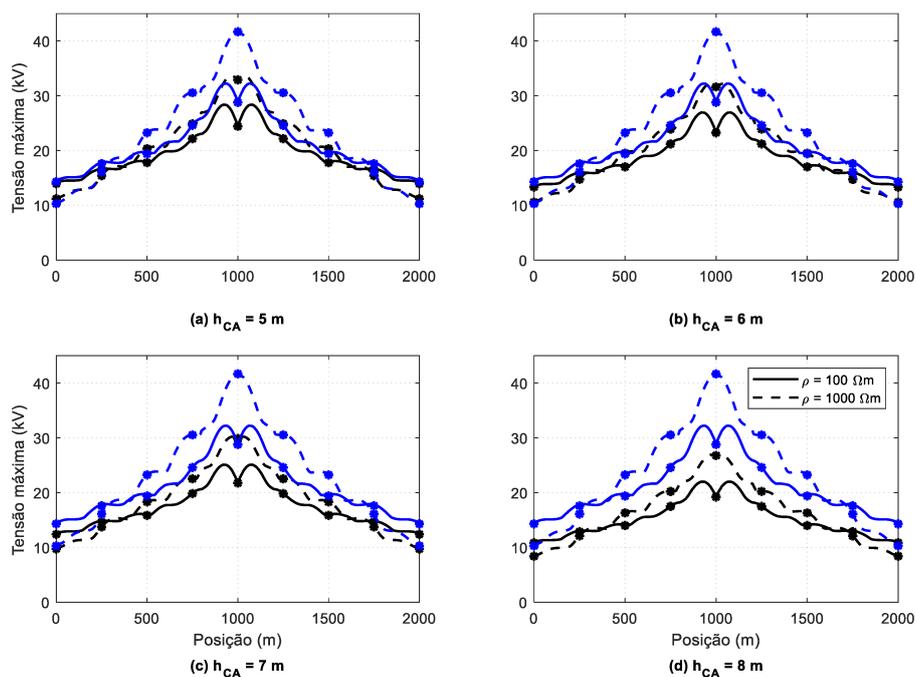


Figura 4.8 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida ao longo da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, para valores distintos de altura do condutor neutro (h_{CA}) e para dois valores de resistividade do solo: $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro; curvas com marcadores circulares: sem cobertura isolante; curvas sem marcadores circulares: com cobertura isolante. ($X_G = 200 \text{ m}$, $d = 100 \text{ m}$, $R_G = 50 \Omega$, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

Da Figura 4.3 até a Figura 4.8 pode-se notar, comparando as curvas que consideram ou não a presença do condutor neutro, que a inclusão do condutor neutro multiaterrado provoca redução significativa na tensão fase-mensageiro. Esse efeito é consistente com o comportamento observado na Figura 4.2, que indica que a inclusão do neutro reduz as tensões fase-terra, ao mesmo tempo que aumenta a tensão no mensageiro. Consequentemente, a tensão entre fase e mensageiro, que é a tensão imposta aos isoladores, diminui.

A Tabela 4.3, a Tabela 4.4 e a Tabela 4.5 apresentam as tensões máximas para todos os casos e apontam que, dependendo da configuração de linha e características do solo, a redução da tensão induzida máxima entre fase e mensageiro provocada pela presença do condutor neutro pode ser de 20% a 35%.

Tabela 4.3 - Tensão induzida máxima para diferentes intervalos de aterramento referente à Figura 4.6

Resistividade	Condutor neutro	Intervalos de aterramento			
		Sem aterramento	A cada 500 m	A cada 200 m	A cada 50 m
100 Ω m	Com	-2,1 kV	22,1 kV	25,0 kV	25,0 kV
	Sem	-2,2 kV	28,7 kV	32,2 kV	31,9 kV
1000 Ω m	Com	-2,4 kV	30,0 kV	30,2 kV	32,9 kV
	Sem	-2,7 kV	41,8 kV	41,7 kV	44,3 kV

Tabela 4.4 - Tensão induzida máxima para diferentes resistências de aterramento referente à Figura 4.7

Resistividade	Condutor neutro	Resistência de aterramento			
		0 Ω	50 Ω	200 Ω	1000 Ω
100 Ω m	Com	30,8 kV	25,1 kV	17,2 kV	9,9 kV
	Sem	38,1 kV	32,2 kV	22,9 kV	13,9 kV
1000 Ω m	Com	37,8 kV	30,2 kV	20,0 kV	10,7 kV
	Sem	49,6 kV	41,7 kV	29,1 kV	16,2 kV

Tabela 4.5 - Tensão induzida máxima para diferentes alturas do condutor neutro referente à Figura 4.8

Resistividade	Condutor neutro	Altura do condutor neutro			
		5 m	6 m	7 m	8 m
100 Ω m	Com	28,4 kV	26,9 kV	25,1 kV	22,0 kV
	Sem	32,2 kV			
1000 Ω m	Com	33,6 kV	32,2 kV	30,2 kV	26,9 kV
	Sem	41,7 kV			

Em geral, verifica-se a tendência de diminuição de tensão quando se aumenta o intervalo de aterramento, como mostrado na Tabela 4.3, quando se aumenta a resistência de aterramento, como mostrado na Tabela 4.4, e quando se aumenta a altura do condutor neutro, diminuindo-se sua distância em relação aos condutores fase, como indicado em Tabela 4.5. Além disso, em todos os casos observa-se que a tensão induzida é sempre maior para resistividades do solo maiores, bem como a redução provocada pelo neutro. A observação dos efeitos causados pelos parâmetros controláveis é muito importante para a busca de melhoria de desempenho da linha e será mais bem abordado na próxima seção.

Outra observação é que à medida que se avalia as tensões em pontos na linha mais distantes do local de incidência, que neste caso é o centro da linha, existe a tendência de a tensão induzida diminuir. Apesar de ser evidenciado que o aumento de pontos de

aterramento gera aumento da tensão induzida fase-neutro, na Figura 4.6 é mostrado que o perfil de tensão ao longo da linha possui um decaimento mais suave à medida que se aumentam os números de descidas para terra. Isso faz com que menos pontos da linha estejam sob o estresse de alta tensão induzida.

Nos estudos realizados sobre o cálculo de tensão induzida por descargas próximas em redes compactas, é indicado que quando a linha não está casada surgem sucessivas reflexões e, pela modificação na velocidade de propagação quando se considera ou não a cobertura isolante, diferenças são observadas no período de oscilação na cauda da onda de tensão (DE CONTI; E. S. LEAL, 2019; DE CONTI; SILVA; LEAL, 2020; LEAL; DE CONTI, 2021a). No entanto, não se notam diferenças na tensão nos instantes iniciais da onda quando ocorre o pico de tensão. Esses estudos foram realizados sempre considerando a presença do condutor neutro e para mesmas características de aterramentos.

Em busca de avaliar a influência do neutro e de seu aterramento na cauda das ondas de tensão induzida quando se consideram os condutores fase abertos nas extremidades da linha, a Figura 4.9 e a Figura 4.10 apresentam a tensão induzida entre fase e mensageiro no centro da linha considerando ou não a presença do condutor neutro para dois valores de resistência de aterramento ($R_G = 50 \Omega$ e 1000Ω) e para dois valores de intervalos de aterramento ($X_G = 200 \text{ m}$ e 50 m), respectivamente.

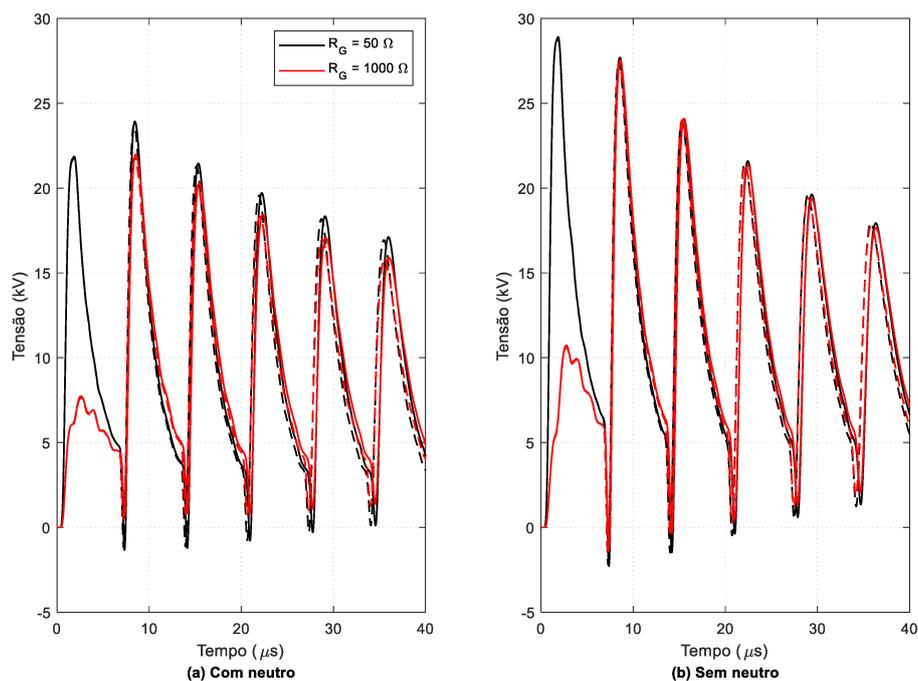


Figura 4.9 - Tensão fase-mesageiro induzida no centro da linha compacta trifásica aberta em suas extremidades, em frente a um ponto de aterramento, para dois valores de resistência de aterramento (R_G). (a) Com neutro (b) sem neutro. Linha contínua: com cobertura isolante; linha tracejada: sem cobertura isolante ($X_G = 200$ m, $d = 100$ m, $t_F = 0,67$ μ s e $I_0 = 16$ kA).

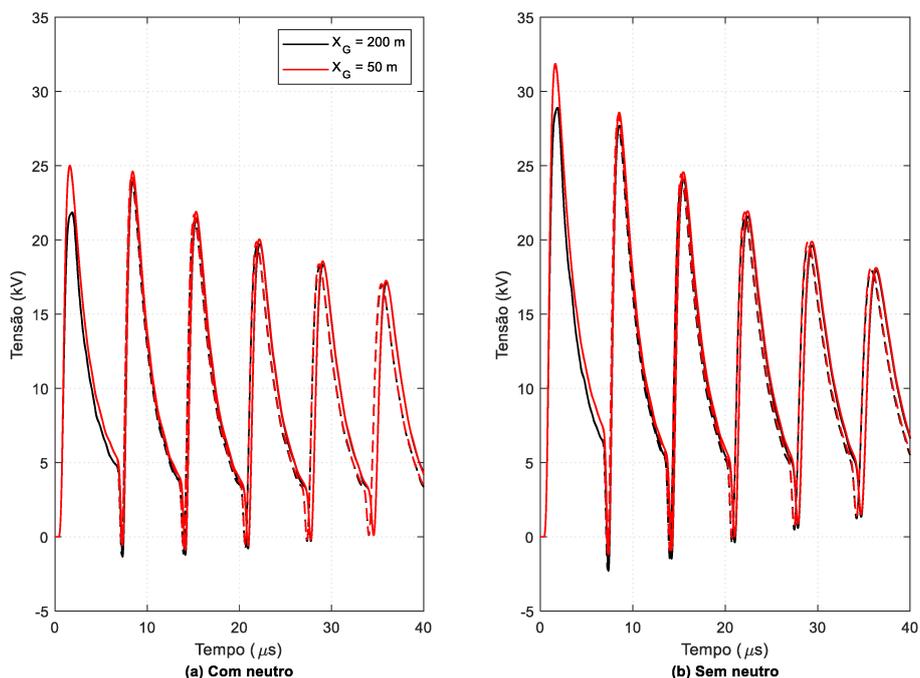


Figura 4.10 - Tensão fase-mesageiro induzida no centro da linha compacta trifásica aberta em suas extremidades, em frente a um ponto de aterramento, para dois valores de intervalo de aterramento (X_G), considerando ou não a presença do condutor neutro. Linha contínua: com cobertura isolante; linha tracejada: sem cobertura isolante ($R_G = 50$ Ω , $d = 100$ m, $t_F = 0,67$ μ s e $I_0 = 16$ kA).

A Figura 4.9 e a Figura 4.10 confirmam que a presença ou não da cobertura isolante não gera diferenças significativas no cálculo de tensão induzida por descargas

atmosféricas mesmo no caso extremo de linha aberta, independente da presença ou não de outro condutor periodicamente aterrado ou variações de seus parâmetros de aterramento. São notados atrasos na cauda de onda, devido à diferença de velocidade de propagação causada pela presença da cobertura isolante e as sucessivas reflexões, porém nos instantes iniciais, até 10 μs , da forma de onda, onde ocorrem as tensões mais intensas, não são observadas diferenças.

4.2.2 Influência de parâmetros internos

Como já indicado anteriormente, a presença do condutor neutro em conjunto com o cabo mensageiro gera redução significativa das tensões induzidas nas linhas compactas. Os parâmetros controláveis podem acentuar esse efeito e por isso, nesta seção, é feita uma análise de como esses parâmetros influenciam na redução provocada pelo condutor neutro, buscando melhoria do desempenho da linha frente os efeitos provocados por descargas indiretas.

A resistência de aterramento é um parâmetro de projeto da linha, apesar de depender diretamente da resistividade do solo. Ela possui grande influência no nível de tensão induzida, já que limita a corrente que percorre os condutores de descida para o aterramento. A Figura 4.11 mostra a tensão induzida máxima entre fase B e mensageiro em função da resistência de aterramento para valores diferentes de resistividade do solo ($\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $1000 \Omega\text{m}$), distâncias entre canal de descarga e linha ($d = 50 \text{ m}$ e 100 m) e intervalo entre aterramentos de 200 m. A tensão foi calculada no centro da linha, onde há um ponto de aterramento, diante do ponto de incidência da descarga. Cabe notar que os diferentes valores de resistividade do solo têm efeito no cálculo dos parâmetros da linha de distribuição e no cálculo dos campos eletromagnéticos incidentes da linha, não tendo correlação, no contexto da análise apresentada, com os valores de resistência de aterramento considerados, que foram variados de forma independente. Tal efeito poderia ser obtido, na prática, com a melhoria do sistema de aterramento da linha à medida que o valor de resistividade do solo aumenta, obtendo-se, com isso, valores de resistência de aterramento dentro dos limites especificados em projeto.

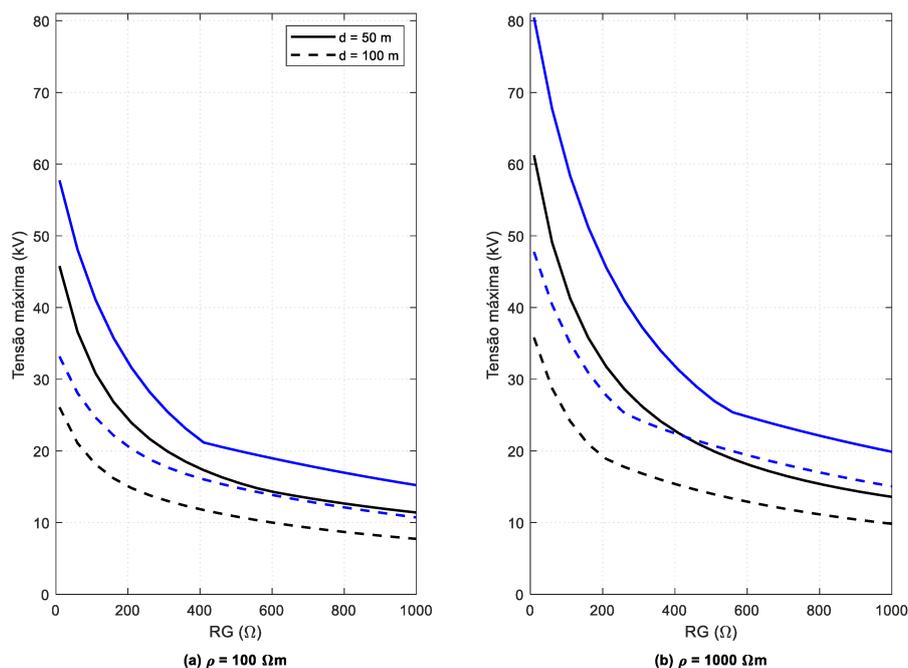


Figura 4.11 - Tensão fase-mesageiro máxima induzida no centro da linha compacta trifásica em um ponto de aterramento, em função da variação da resistência de aterramento (R_G), para duas diferentes distâncias do canal de descarga até a linha (d) e para dois valores de resistividade do solo: (a) $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro ($X_G = 200 \text{ m}$, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

Verifica-se, na Figura 4.11, que a tensão fase-mesageiro induzida máxima é reduzida à medida que se aumenta a resistência de aterramento e que essa redução é mais acentuada para menores valores de resistência de aterramento. Esse fenômeno ocorre porque com o aumento da resistência de aterramento a corrente que percorre a descida do aterramento diminui, gerando aumento em todas as tensões induzidas, fase-terra e fase-cabo aterrado (neutro ou mesageiro). Como o efeito nos cabos aterrados é maior, o aumento gerado neles é mais significativo. Assim, a diferença entre a tensão na fase e no cabo aterrado tende a diminuir.

A modificação da resistência de aterramento de uma linha de distribuição influencia em diversos aspectos de segurança do seu funcionamento, para além do estudo de tensões induzidas por descargas atmosféricas. Os dados apresentados na Figura 4.11 indicam que para a melhoria do desempenho da linha em relação a tensões induzidas, não é necessário investimento na redução da resistência de aterramento, já que as tensões induzidas são menores para valores maiores de R_G .

A condutividade finita do solo também se mostra bastante importante na análise de tensão induzida. Ela possui influência direta tanto no cálculo dos parâmetros que caracterizam a linha, quanto na estimativa do campo elétrico horizontal incidente. Quanto

menor a condutividade do solo, ou seja, quanto maior sua resistividade, maiores serão as perdas associadas à propagação dos sinais induzidos na linha e maior será a amplitude do campo elétrico horizontal incidente. O aumento desses dois parâmetros provoca consequências diferentes na tensão induzida na linha: enquanto as perdas ao longo da linha reduzem as sobretensões resultantes, o aumento da intensidade do campo incidente causa elevação da tensão. No entanto, a influência do campo elétrico horizontal ocorre por toda extensão da linha, de forma que pequenas alterações em seu valor geram grande influência na tensão induzida. Portanto, sendo o efeito causado pelo campo elétrico horizontal mais significativo, o aumento da resistividade do solo gera aumento da tensão induzida na linha, como pode ser verificado na comparação entre os painéis (a) e (b) da Figura 4.11.

Além disso, quanto mais próxima uma descarga de sua vítima, mais severos são seus efeitos e isso é confirmado pela Figura 4.11, em que a tensão fase-mensageiro máxima induzida é sempre maior no caso de $d = 50$ m.

O espaçamento entre dois pontos de aterramento consecutivos é outro parâmetro de projeto da linha que tem influência no efeito que cabos periodicamente aterrados provocam na tensão induzida em linhas de distribuição. A Figura 4.12 mostra a tensão fase-mensageiro induzida máxima em função do intervalo entre pontos de aterramento (X_G) para valores diferentes de resistividade do solo ($\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $1000 \Omega\text{m}$), distâncias entre canal de descarga e linha ($d = 50$ m e 100 m) e resistência de aterramentos de 50Ω . A tensão foi novamente calculada no centro da linha.

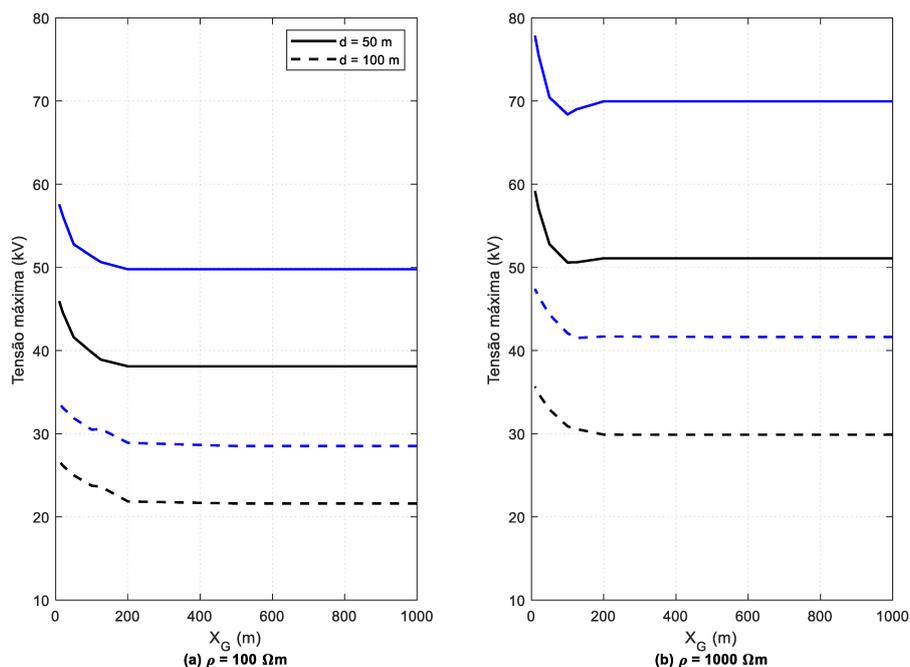


Figura 4.12 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida no centro da linha compacta trifásica em um ponto de aterramento, em função da variação do intervalo de aterramento (X_G), para dois diferentes valores de distância do canal de descarga até a linha (d) e para dois valores de resistividade do solo: (a) $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro ($R_G = 50 \Omega$, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

Observa-se na Figura 4.12 que com a redução do número de pontos de aterramentos ou aumento do intervalo entre descidas, a tensão induzida entre fase e mensageiro tende a diminuir. Isso acontece, pois a redução da quantidade de pontos de aterramento causa aumento tanto nas tensões de fase, quanto na tensão dos cabos aterrados, mensageiro e neutro. Porém, o impacto dos pontos de aterramento é maior nos cabos aterrados. Consequentemente, o aumento da tensão no mensageiro é maior que a observada nas fases. Assim, a diferença entre a tensão nas fases e no mensageiro diminui. Até espaçamento de cerca de 200 m ocorre diminuição significativa da tensão fase-mensageiro induzida máxima à medida que se aumenta o espaçamento. Comparando a Figura 4.11 com a Figura 4.12 observa-se ainda que as variações na resistência de aterramento geram modificações nas tensões fase-mensageiro máximas de forma mais intensa do que quando se modifica o intervalo de aterramento.

A Figura 4.13 apresenta a influência combinada de R_G com X_G na redução da tensão provocada pelo neutro. As curvas representam a tensão induzida máxima entre fase e mensageiro, calculada no centro da linha, em função da resistência de aterramento para valores diferentes de resistividade do solo ($\rho = 100 \Omega\text{m}$ e $1000 \Omega\text{m}$) e intervalos de aterramento ($X_G = 50\text{m}$, 200 m e 500 m).

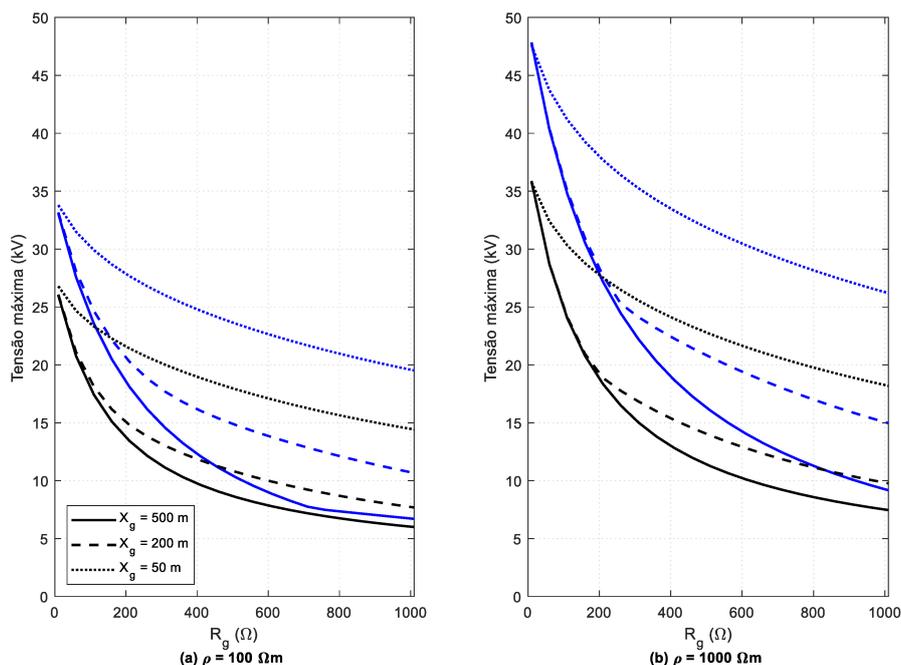


Figura 4.13 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida no centro da linha compacta trifásica em um ponto de aterramento, em função da variação da resistência de aterramento (R_G), para diferentes valores de intervalo de aterramento (X_g) e para dois valores de resistividade do solo: (a) $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e (b) $\rho = 1000 \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro ($d = 100 \text{ m}$, $\tau_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16 \text{ kA}$).

Nota-se que à medida que se aumenta a resistência de aterramento aumenta-se também a diferença entre as tensões geradas pelos diferentes valores de intervalo de aterramento, ou seja, o impacto causado pelo intervalo de aterramento na redução da tensão é mais significativo para resistências maiores de aterramento. Essa característica é diferente para a variação da distância, quando se compara a Figura 4.11 com a Figura 4.13. A diferença entre a tensão induzida com e sem neutro é semelhante por todo intervalo de variação da resistência de aterramento.

O ponto no qual se localiza o aterramento tende a gerar efeitos mais intensos na redução de tensões induzidas. Porém, não é possível garantir que a incidência de uma descarga atmosférica ocorrerá necessariamente de frente para um ponto de aterramento. Assim, é importante verificar como a distância relativa entre incidência da descarga e os pontos de aterramento modifica a influência do intervalo de aterramento no efeito de redução da tensão induzida.

A Figura 4.14 mostra a tensão fase-mensageiro induzida, para diferentes intervalos de aterramento, considerando o ponto de incidência de descarga no ponto médio entre duas descidas para o aterramento, que representa a situação extrema de distância entre o local de incidência e um ponto de aterramento. A tensão foi calculada

em frente ao ponto de incidência no painel (a) e em frente ao ponto de aterramento mais próximo no painel (b). Em ambos os casos foi considerada a presença do condutor neutro.

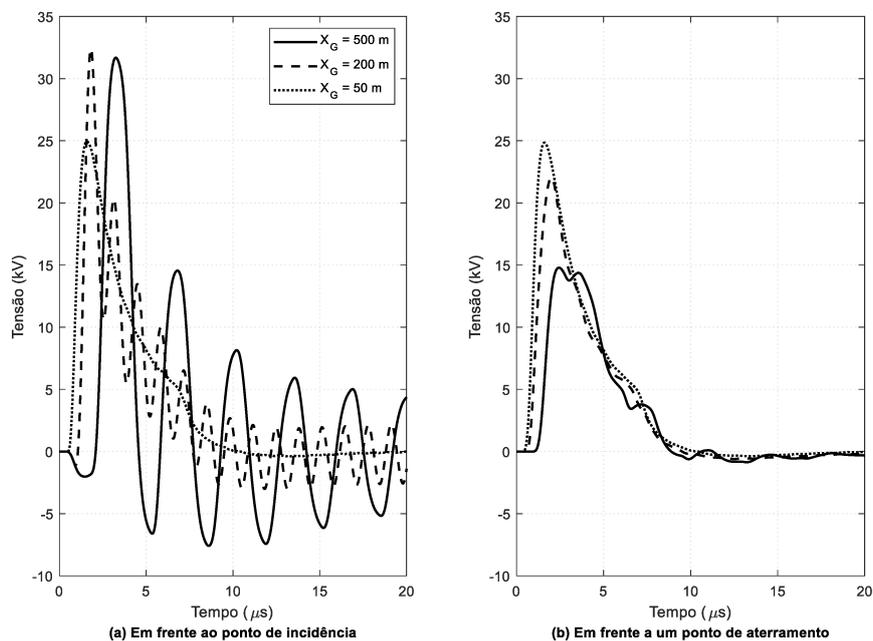


Figura 4.14 - Tensão fase-mesageiro induzida no ponto equidistante entre dois aterramentos consecutivos na linha compacta trifásica em função do tempo, para valores distintos de intervalo de aterramento (X_G), considerando o cálculo de tensão induzida (a) em frente ao ponto de incidência e (b) em frente a um ponto de aterramento. ($\rho = 100 \Omega\text{m}$, $R_G = 50 \Omega$, $d = 100$ m, $t_F = 0,67 \mu\text{s}$ e $I_0 = 16$ kA).

Verifica-se que a tensão induzida tende a ser menor quando o canal de descarga está localizado em frente a um ponto de aterramento. Isso ocorre devido ao atraso do efeito causado pelo aterramento no caso em que a incidência da descarga não está em frente ao ponto de aterramento.

É interessante observar que quando a tensão induzida é calculada no ponto de aterramento, a tensão tende a ser menor para espaçamento maior entre aterramentos, como já observado na Figura 4.12. Entretanto, nota-se que a tensão máxima em frente ao ponto de incidência, quando no meio de dois pontos de aterramentos, tende a ser maior para intervalos de aterramento maiores, já que nesses casos o ponto de incidência está mais distante de um ponto de aterramento. Portanto, apesar de a tensão no ponto de aterramento ser menor para o caso em que se aumenta o intervalo, o aumento do espaçamento aumenta a probabilidade de a descarga incidir em um ponto distante do aterramento, elevando sua tensão induzida.

Finalmente, o efeito de redução de tensão induzida provocada por cabos periodicamente aterrados próximo aos condutores está diretamente ligado à distância

relativa entre eles. A Figura 4.15 apresenta tensão fase-mensageiro máxima induzida no centro da linha em função da altura do condutor neutro para diferentes distâncias de incidência de descarga ($d = 50\text{m}$ e 100m).

A Figura 4.15 mostra que à medida que a altura do neutro aumenta, ou seja, o condutor neutro se aproxima dos condutores de fase, ocorre diminuição significativa da tensão induzida, devido ao aumento do acoplamento eletromagnético entre o neutro e os condutores de fase.

A análise realizada visa observar a tendência da tensão induzida com a variação do parâmetro h_{CA} . A modificação da altura do neutro influencia na proximidade ou afastamento do condutor ao solo e aos condutores fase, o que pode impactar em aspectos de segurança da linha, que extrapolam o escopo deste trabalho. Diante das observações realizadas e tendo em vista a regulamentação das linhas compactas trifásicas, conclui-se que quanto mais alto o condutor neutro tende-se a obter menores tensões induzidas entre fase e mensageiro.

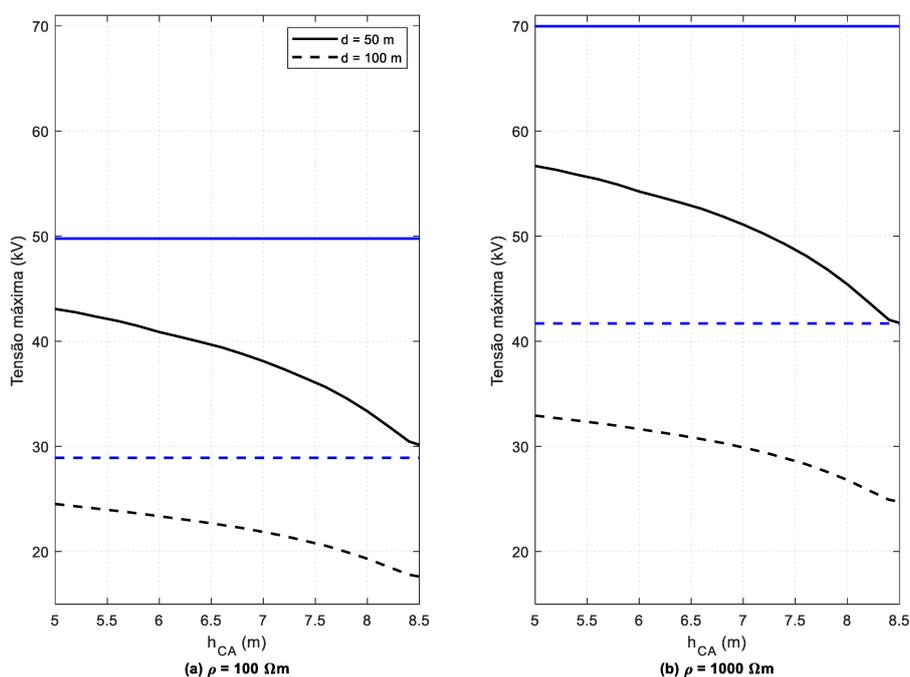


Figura 4.15 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida no centro da linha compacta trifásica em um ponto de aterramento, em função da variação da altura do condutor neutro em relação ao solo, para dois diferentes valores de distância do canal de descarga até a linha (d) e para dois valores de resistividade do solo: (a) $\rho = 100\ \Omega\text{m}$ e (b) $\rho = 1000\ \Omega\text{m}$. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro ($R_G = 50\ \Omega$, $X_G = 200\text{ m}$, $t_F = 0,67\ \mu\text{s}$ e $I_0 = 16\text{ kA}$).

Ao se comparar a Figura 4.11, a Figura 4.12 e a Figura 4.15 nota-se claramente que a influência da resistência de aterramento e da altura do condutor neutro na redução

da tensão induzida é muito mais relevante do que a realizada pela variação do intervalo de aterramento.

4.2.3 Influência de parâmetros da forma de onda

Apesar de serem parâmetros não controláveis, o pico de corrente e o tempo de frente de onda correspondentes à corrente de retorno de descargas atmosféricas são parâmetros que têm influência direta no nível de tensão induzida por descargas próximas. Quanto maior a amplitude de corrente e quanto menor o tempo de frente de onda, maiores serão as tensões induzidas. Tendo em vista o nível de isolamento de linhas compactas e sua configuração, se torna relevante analisar a importância dos efeitos de descargas próximas no funcionamento dessas linhas.

A Figura 4.16 apresenta a tensão fase-mensageiro máxima calculada no centro da linha em função do valor de pico de corrente (I_p) para dois tempos de frente de onda. A Figura 4.16(a) mostra dados para valores típicos de correntes de retorno de primeiras descargas e a Figura 4.16(b) de descargas subsequentes. Os valores de pico de corrente e tempo de frente considerados estão de acordo com os dados mais severos observados na estação do Morro do Cachimbo (VISACRO et al., 2004), tendo em vista a relação limitante entre pico de corrente e tempo de frente. Em ambos os casos foi considerada uma onda triangular com tempo de meia onda de 50 μs ($t_F = 6 \mu\text{s}$ e $10 \mu\text{s}$) e 15 μs ($t_F = 0,7 \mu\text{s}$ e $1,5 \mu\text{s}$) para descarga primeira e subsequente, respectivamente. Novamente para ilustrar casos mais severos, foi considerada uma distância de incidência ao centro da linha de 50 m e resistividade do solo de 1000 Ωm . Ainda, os pontos de aterramentos foram alocados em intervalos regulares de 200 m e a resistência de aterramento considerada 50 Ω .

Observa-se que a tensão induzida para o caso de valores típicos de correntes de retorno de descargas primeiras é mais intensa que das descargas subsequentes. Para os dados analisados, apenas em correntes com pico maior que 100 kA e tempo de frente de 6 μs é que se observam tensões induzidas maiores que o valor de tensão disruptiva média de uma linha de distribuição compacta trifásica de estrutura CE2 frente a impulsos atmosféricos, que corresponde a 278 kV (SOUZA et al., 2018; SOUZA et al., 2019).

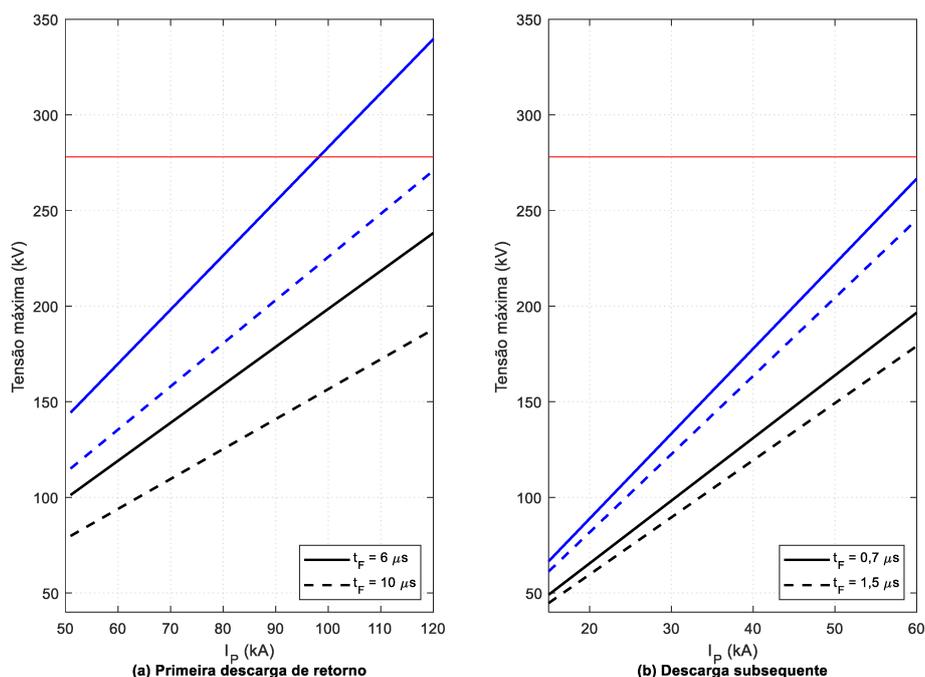


Figura 4.16 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida no centro da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, em função da variação do pico de corrente de retorno (I_p), para dois diferentes valores de tempo de frente de onda (t_F) e para valores referentes a (a) primeira descarga de retorno e (b) descarga subsequente. Curvas azuis: sem neutro; curvas pretas: com neutro; linha vermelha: indica valor de 278 kV ($X_G = 200$ m, $d = 50$ m e $R_G = 50$ Ω).

Em (SOUZA et al., 2018) foram realizados testes laboratoriais padronizados visando identificar valores de tensão disruptiva média para a linha compacta trifásica com estrutura CE2 mostrada na Figura 2.1, correspondente a 278 kV. A estrutura da linha indicada na Figura 4.1, que é utilizada como base para as simulações neste trabalho, é compatível com a estrutura CE1, também mostrada na Figura 2.1. Apesar da proximidade entre as estruturas CE1 e CE2, foi indicado que, para o caso extremo de cabos nus representando cabos cobertos, a estrutura CE1 possui suportabilidade significativamente maior que a estrutura CE2 (LIMA et al., 2019). No presente trabalho, o valor de 278 kV foi utilizado como referência de suportabilidade da linha compacta trifásica simulada, visto que não foram feitos testes, considerando a linha com a cobertura isolante, para o caso da estrutura CE1. Apesar de não se conhecer a tensão disruptiva média para a estrutura CE1, o valor de 278 kV é representativo do comportamento de linhas compactas trifásicas e ainda, tendo em vista que resultados apontam que a suportabilidade da estrutura CE1 é maior que a CE2, a utilização de um valor de suportabilidade maior reforçaria as observações realizadas. Assim, para as análises realizadas neste trabalho o valor de 278 kV se torna satisfatório.

Para visualizar o efeito significativo que mudanças em parâmetros controláveis podem causar na redução da tensão induzida em linhas compactas, a Figura 4.17 mostra a tensão máxima induzida em função da variação da resistência de aterramento para diferentes alturas do condutor neutro. Todos os casos foram simulados para o caso mais severo apresentado: resistividade do solo de $1000 \Omega\text{m}$, distância de incidência de descarga de 50 m e valores extremos de correntes de retorno de primeiras descargas ($I_P = 120 \text{ kA}$ e $t_F = 6 \mu\text{s}$).

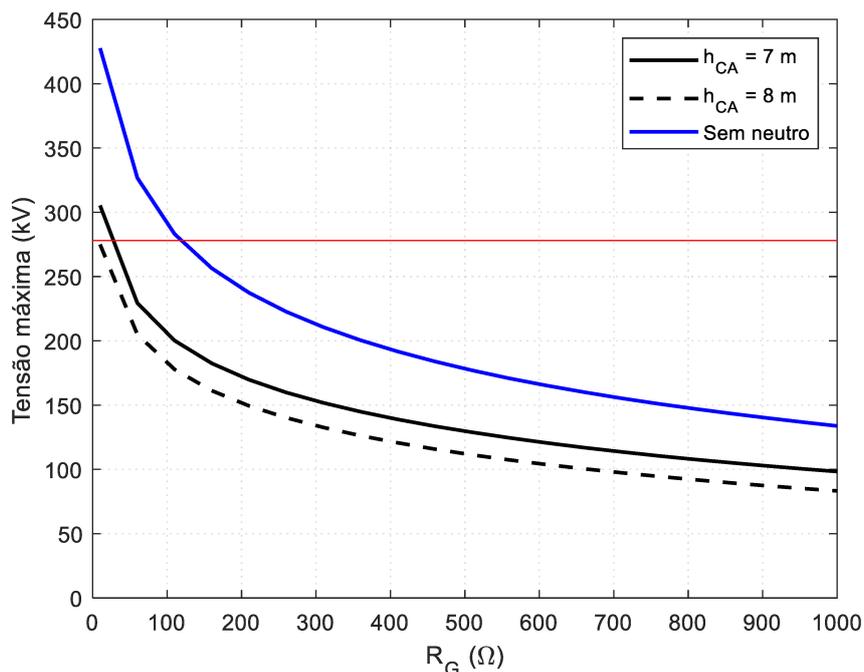


Figura 4.17 - Tensão fase-mensageiro máxima induzida no centro da linha compacta trifásica em frente a um ponto de aterramento, em função da variação da resistência de aterramento (R_G), para diferentes alturas do condutor neutro (h_{CA}). Curva azul: sem neutro; curvas pretas: com neutro; linha vermelha: indica valor de 278 kV ($X_G = 200 \text{ m}$, $d = 50 \text{ m}$, $t_F = 6 \mu\text{s}$ e $I_P = 120 \text{ kA}$).

Observa-se na Figura 4.17 que a presença do condutor neutro gera grande redução na tensão induzida máxima, mantendo seu valor abaixo da tensão disruptiva média de linhas compactas trifásicas (278 kV) mesmo para o caso severo analisado. Além disso, poucas variações na resistência de aterramento intensificam as reduções provocadas pelos condutores periodicamente aterrados na tensão induzida máxima. Esse efeito pode ainda ser ampliado pelo aumento da altura do neutro.

4.3 Considerações finais

O condutor neutro periodicamente aterrado posicionado próximo aos condutores fase da linha de distribuição compacta trifásica gera significativa redução na tensão induzida fase-mensageiro, que é a tensão efetivamente submetida aos isoladores. A variação de parâmetros característicos da linha e da descarga atmosférica pode influenciar na tensão induzida e no efeito de proteção do condutor neutro, o que é apresentado na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 – Efeito da variação de parâmetros controláveis e não controláveis na tensão fase-mensageiro induzida em linha de distribuição compacta trifásica

Parâmetros controláveis	Resistência de aterramento (R_G)	O aumento de R_G causa redução na tensão fase-mensageiro induzida
	Intervalo de aterramento (X_G)	O aumento de X_G causa redução na tensão fase-mensageiro induzida
	Altura do condutor neutro (h_{CA})	O aumento de h_{CA} causa redução na tensão fase-mensageiro induzida
Parâmetros não controláveis	Distância do canal a linha (d)	O aumento de d causa redução na tensão fase-mensageiro induzida
	Distância entre ponto de incidência e ponto de aterramento (X_L)	A redução de X_L causa redução na tensão fase-mensageiro induzida
	Tempo de frente (t_F)	O aumento de t_F causa redução na tensão fase-mensageiro induzida
	Pico de corrente (I_P)	A redução de I_P causa redução na tensão fase-mensageiro induzida
	Resistividade (ρ)	A redução de ρ causa redução na tensão fase-mensageiro induzida

Em especial, a análise do efeito causado pelos parâmetros controláveis indica para as concessionárias de que forma esses parâmetros tendem a intensificar ou limitar o efeito de redução de tensão induzida nos isoladores provocado pelo condutor neutro. A variação da resistência de aterramento e da altura do condutor neutro se mostram mais efetivas em comparação com a variação do intervalo de aterramento.

Apesar do aumento de espaçamento entre aterramentos gerar redução da tensão induzida em frente a um ponto de aterramento, esse cenário implica a manutenção de

sobretensões em mais pontos da linha, como mostrado na Figura 4.6, quando esta está submetida aos efeitos de descargas indiretas, e ainda aumenta a probabilidade de o local de incidência da descarga estar distante de um ponto de aterramento, o que eleva a tensão induzida, como indicado pela Figura 4.14. Portanto, não é garantido que o desempenho de toda a linha será melhorado quando se aumenta o intervalo de aterramento, tornando mais interessante a alternativa de modificação tanto da resistência de aterramento, quanto da altura do condutor neutro.

Mostrou-se que apenas para casos mais severos de correntes de retorno de primeiras descargas é que a tensão fase-mensageiro induzida se torna perigosa para o funcionamento normal da linha compacta trifásica. Nesses casos, a inclusão do neutro é capaz de reduzir significativamente a tensão induzida.

Provou-se ainda que a representação aproximada de cabos cobertos como cabos nus no cálculo de transitórios provocados por descargas atmosféricas em linhas compactas, compostas por pelo menos um cabo periodicamente aterrado, não gera impactos significativos no cálculo de tensões induzidas, principalmente em seu valor máximo, mesmo desconsiderando a presença do condutor neutro ou variado seus parâmetros de aterramento.

5 Conclusões e Propostas de Continuidade

5.1 Conclusões

O principal objetivo dessa dissertação consiste em avaliar a resposta de linhas de distribuição compactas frente a sobretensões de origem atmosférica, o que foi motivado pela crescente utilização de linhas compactas em substituição às linhas de distribuição convencionais.

Com foco na proteção fornecida por cabos periodicamente aterrados, foi analisado o efeito da presença do condutor neutro na tensão induzida por descargas próximas em uma linha de distribuição compacta trifásica e a influência de parâmetros de seu aterramento. Além disso, foram avaliados os limites de aplicação da prática de representar cabos fase cobertos por cobertura isolante como cabos nus nos cálculos de tensão induzida.

A linha compacta conta com a presença do cabo messageiro e ainda, dependendo da sua configuração, com a presença do condutor neutro, ambos periodicamente aterrados. A determinação do desempenho da linha está diretamente ligada ao valor máximo e da forma de onda da tensão aplicada em seus isoladores; no caso das linhas compactas, essa tensão corresponde à tensão entre fase e messageiro. Diante dos dados apresentados, pode-se concluir que a presença do condutor neutro próximo aos condutores fase gera significativa redução na tensão induzida em seus isoladores, de até 35% para os casos avaliados neste trabalho. Portanto, a presença natural de dois condutores aterrados, neutro e messageiro, em linhas compactas instaladas em sistemas de distribuição multiterrados é benéfica em relação ao desempenho da linha contra descargas indiretas.

Foi verificado que apenas correntes de retorno de primeiras descargas severas, no caso de solo de alta resistividade ($1000 \Omega\text{m}$) e incidência próxima a linha (50 m), são capazes de gerar tensões induzidas que ultrapassem o nível de tensão disruptiva média de uma linha compacta trifásica, de 278 kV (SOUZA et al., 2018; SOUZA et al., 2019). Isso indica que a linha compacta possui alta suportabilidade às sobretensões causadas por descargas atmosféricas indiretas típicas. Quando equipada com o condutor neutro, capaz de diminuir as tensões induzidas, a linha se torna ainda mais protegida.

O intervalo entre pontos de aterramento, a resistência de aterramento e a altura do condutor neutro são parâmetros controláveis pelo projetista da linha e possuem influência direta no efeito de redução provocada pelos cabos periodicamente aterrados, sendo os dois últimos mais eficazes.

De forma prática, a conclusão de que a tensão induzida diminui com o aumento tanto do intervalo de aterramentos quanto com a resistência de aterramento indica para as concessionárias que para melhoria do desempenho de linhas de distribuição compactas contra descargas próximas não é necessário utilizar pontos de aterramento em intervalos curtos ou investir recursos significativos na melhoria de impedância de aterramentos. Isso é ainda ratificado pelo fato de que na maioria dos casos apresentados as tensões fase-mensageiro são menores que a tensão de ruptura média de linhas de distribuição trifásicas compactas, que não excede 278 kV.

Por fim, os resultados obtidos em (DE CONTI; E. S. LEAL, 2019; DE CONTI; SILVA; LEAL, 2020; LEAL; DE CONTI, 2021a) foram expandidos para o caso em que não é considerada a presença do condutor neutro na linha compacta trifásica ou ainda, a variação de parâmetros de aterramento. Foi comprovado que mesmo desconsiderando a presença do condutor neutro, com a linha casada ou não em suas extremidades, para diferentes parâmetros de aterramento, a utilização de cabos nus para representar cabos com cobertura isolante não gerou diferenças significativas no cálculo das tensões induzidas, principalmente quando se observam valores máximos. Desta forma, para o cálculo de tensão induzida por fenômenos de origem atmosféricas, a cobertura pode ser desconsiderada, desde que seja praticado aterramento periódico e que apenas os instantes iniciais da forma de onda sejam relevantes para a análise pretendida.

5.2 Propostas de Continuidade

De forma a complementar os resultados apresentados em relação ao desempenho das redes de distribuição compactas frente aos efeitos de descargas indiretas, se torna interessante realizar análise da influência da presença do condutor neutro e da variação dos parâmetros controláveis inerentes ao problema de cálculo de tensões induzidas, na taxa de desligamento da linha, a partir de uma abordagem estatística baseada no método de Monte Carlo, buscando a melhoria de seu desempenho.

Cabe ainda verificar como a alocação de outras formas de proteção da linha, como emprego de para-raios ou a inclusão intencional de outros cabos periodicamente aterrados, poderiam ser efetivas na melhoria do desempenho da linha, levando em consideração a presença natural do cabo mensageiro periodicamente aterrado e ainda possível presença do condutor neutro.

Finalmente, as análises foram realizadas para apenas uma configuração de linha compacta trifásica, podendo ser expandida para linhas monofásicas ou com diferentes características e nível de suportabilidade, buscando entender a importância dos efeitos provocados por descargas indiretas típicas em seus desempenhos.

Referências Bibliográficas

AGRAWAL, A. K.; PRICE, H. J.; GURBAXANI, S. H. Transient response of multiconductor transmission lines excited by a nonuniform electromagnetic field. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. EMC-22, n. 2, maio, 1980. p. 119-129.

ANDREOTTI, A. et al. An analytical approach to assess the influence of shield wires in improving the lightning performance due to indirect strokes. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 36, n. 3, junho, 2021. p. 1491-1498.

ANDREOTTI, A. et al. On the role of shield wires in mitigating lightning-induced overvoltages in overhead lines - Part I: a critical review and a new analysis. **IEEE Transactions on Power Delivery**, julho, 2022a. p. 1-10.

ANDREOTTI, A. et al. On the role of shield wires in mitigating lightning-induced overvoltages in overhead lines - Part II: simulation results for practical configurations. **IEEE Transactions on Power Delivery**, julho, 2022b. p. 1-9.

BARBOSA, C. F. **Campos eletromagnéticos produzidos por descargas atmosféricas: Uma abordagem analítica no domínio do tempo**. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2009.

BARBOSA, C. F.; PAULINO, J. O. S. An approximate time-domain formula for the calculation of the horizontal electric field from lightning. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 49, n. 3, agosto, 2007. p. 593-601.

BEWLEY, L. V. **Traveling waves on transmission systems**. 2^a. ed. [S.l.]: Wiley, 1951.

BRIGNONE, et al. Evaluation of the mitigation effect of the shield wires on lightning induced overvoltages in MV distribution systems using statistical analysis. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 60, n. 5, outubro, 2018. p. 1400-1408.

CAO, J. et al. Design consideration of the shielding wire in 10 kV overhead distribution lines against lightning-induced overvoltage. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 36, n. 5, outubro, 2021. p. 3005-3013.

CARSON, J. R. Wave propagation in overhead wires with ground return. **The Bell System Technical Journal**, v. 5, n. 4, 1926. p. 539-554.

CEMIG-D. **ND 2.9: Instalações Básicas de Redes de Distribuição Compactas**. Belo Horizonte. 2016.

CHOWDHURI, P. Lightning-Induced voltages on multiconductor overhead lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Cookeville, v. 5, n. 2, abril, 1990. p. 658-667.

CHOWDHURI, P.; GROSS, E. T. B. Voltages induces on overhead multiconductor lines by lightning strokes. **Proceedings of the Institution of Electrical Engineers**, v. 116, n. 4, abril, 1969. p. 561-565.

CINIERI, E.; FUMI, A. Effetto della presenza di piú conduttori e di funi di guardia sulle sovratensioni atmosferiche indotte nelle linee elettriche. **L' Energie Elettrica**, n. 11-12, 1979. p. 595-601.

COORAY, V. Horizontal fields generated by return strokes. **Radio Science**, v. 27, n. 4, julho-agosto, 1992. p. 529-537.

DE CONTI, A. **8. Linhas de transmissão iluminadas por campos eletromagnéticos externos**. Notas de aula da disciplina: Aplicações especiais da teoria de linhas de transmissão, programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2021.

DE CONTI, A. et al. Calculation of lightning-induced voltages on overhead distribution lines including insulation breakdown. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 25, n. 4, outubro, 2010. p. 3078-3084.

DE CONTI, A.; E. S. LEAL, O. **Lightning-induced voltage calculatinos on an overhead insulated cable**. XV International Symposium on Lightning Protection (SIPDA). São Paulo, Brasil, p. 1-4. 2019.

DE CONTI, A.; SILVA, A. C.; LEAL, O. E. S. Transient analysis of compact distribution lines with dielectric-coated phase cables. **Electric Power Systems Research**, v. 181, janeiro, 2020. p. 1-8.

DE CONTI, A.; VISACRO, S. **A simplified model to represent typical grounding configurations applied in medium-voltage and low-voltage distribution lines**. IX International Symposium on Lightning Protection (SIPDA). Foz do Iguaçu, p. 1-4. 2007.

DE CONTI, A.; VISACRO, S. Analytical representation of single- and double-peaked lightning current waveforms. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 49, n. 2, maio, 2007. p. 448-451.

GUSTAVSEN, B.; SEMLYEN, A. Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 14, n. 3, junho, 1999. p. 1052-1061.

IEEE STD 1410. IEEE Guide for improving the lightning performance of electric power overhead distribution lines. **IEEE Power & Energy Society**, janeiro, 2011. 1-73.

LEAL, Ó. E. S. **Modelos no domínio do tempo para o cálculo de tensões induzidas por descarga atmosférica em programas de simulação de transitórios eletromagnéticos**. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2020.

LEAL, O. E. S.; DE CONTI, A. Lightning-induced voltages on an overhead dielectric-coated conductor. **Electric Power Systems Research**, v. 194, maio, 2021a. p. 1-7.

LEAL, O. E. S.; DE CONTI, A. On the influence of dielectric-coated conductors on the performance of three-phase compact distribution lines against indirect lightning strikes. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 63, n. 4, agosto, 2021b. p. 1284-1289.

LIMA, G. S. et al. **Influence of XLPE-covered cables on the impulse withstand voltage of a single-phase structure used in compact distribution lines**. XIII

International Symposium on Lightning Protection (SIPDA). Balneário Camboriú, p. 260-263. 2015.

LIMA, G. S. et al. Impulse withstand voltage of single-phase compact distribution line structures considering bare and XLPE-covered cables. **Electric Power Systems Research**, v. 153, dezembro, 2017. p. 88-93.

LIMA, G. S. et al. **Investigação sobre o número de desligamentos em redes compactas trifásicas com cabos nus devido a tensões induzidas por descargas atmosféricas**. Congresso Brasileiro de Automática (CBA). . 2019.

NAPOLITANO, F. et al. Assessment of the lightning performance of compact overhead distribution lines. **IEEJ Transactions on Power and Energy**, v. 133, n. 12, 2013. p. 1-7.

NUCCI, C. A. et al. **On lightning return stroke models for LEMP calculations**. 19th International Conference on Lightning Protection (ICLP). Graz, Austria. 1988.

NUCCI, C. A. et al. Lightning-induced voltages on overhead lines. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 35, n. 1, fevereiro, 1993. p. 75-86.

PAOLONE, M. et al. Mitigation of lightning-Induced overvoltagens in medium voltage distribution lines by means of periodical grounding of shielding wires and of surge arresters: modeling and experimental validation. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 19, n. 1, janeiro, 2004. p. 423-431.

PAUL, C. R. **Analysis of multiconductor transmission lines**. 2^a. ed. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 2007.

PAULINO, J. O. S.; BOAVENTURA, W. C.; BARBOSA, C. F. **Lightning performance of aerial distribution lines with neutral wire and conductive poles**. 34th International Conference on Lightning Protection (ICLP). Rzeszow. 2018.

PIANTINI, A. **Lightning protection of overhead power distribution lines**. 29th International Conference on Lightning Protection (ICLP). Uppsala. 2008.

PIANTINI, A. Analysis of the effectiveness of shield wires in mitigating lightning-induced voltages on power distribution lines. **Electric Power Systems Research**, v. 159, junho, 2018. p. 9-16.

PIANTINI, A.; JANISZEWSKI, J. M. **Lightning induced voltages on overhead lines: The effect of ground wires**. 22nd International Conference on Lightning Protection (ICLP). Budapest, Hungary, p. R3b/1–R3b/5. 1994.

PIANTINI, A.; M. JANISZEWSKI, J. The use of shield wires for reducing induced voltages from lightning electromagnetic fields. **Electric Power Systems Research**, v. 94, janeiro, 2013. p. 46-53.

RACHIDI, F. et al. Influence of a lossy ground on lightning-induced voltages on overhead lines. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 38, n. 3, agosto, 1996. p. 250-264.

RACHIDI, F. et al. Response of multiconductor power lines to nearby lightning return stroke electromagnetic fields. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 12, n. 3, julho, 1997. p. 1404-1411.

RAKOV, V. A.; DULZON, A. A. Calculated electromagnetic fields of lightning return strokes. **Tekh. Elektrodinam.**, v. 1, 1987. p. 87-89.

RAKOV, V. A.; UMAN, M. A. Review and evaluation of lightning return stroke models including some aspects of their application. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 40, n. 4, novembro, 1998.

ROCHA, R. C. C. et al. New technologies, standards, and maintenance methods in spacer cable systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 17, n. 2, abril, 2002. p. 562-568.

ROHATGI, A. **Ferramenta computacional WebPlotDigitizer 4.6**, 2022. Disponível em: <<https://automeris.io/WebPlotDigitizer>>. Acesso em: fevereiro, 2023.

RUBINSTEIN, M. An approximate formula for the calculation of the horizontal electric field from lightning at close, intermediate, and long range. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 38, n. 3, agosto, 1996. p. 531-535.

RUSCK, S. **Induced lightning overvoltages on power transmission lines with special reference to the overvoltage protection of low-voltage networks.** Transactions of the Royal Institute of Technology. Estocolmo, Suíça, p. 1-118. 1958. (120).

SILVA, A. C. **Cálculo dos parâmetros externos de linhas aéreas para o estudo de transitórios eletromagnéticos considerando o efeito de proximidade e a presença de coberturas isolantes.** Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, p. 126. 2018.

SILVA, A. C.; DE CONTI, A. **Calculation of the external parameters of overhead insulated cables considering proximity effects.** XIV International Symposium on Lightning Protection (SIPDA). Natal, Brasil, p. 5. 2017.

SILVA, A. C.; DE CONTI, A.; LEAL, Ó. E. S. **Lightning wave propagation characteristics of an overhead line with insulated phase conductors.** 34th International Conference on Lightning Protection (ICLP). Rzeszow, p. 6. 2018.

SILVEIRA, F. H. **Modelagem para Cálculo de tensões induzidas por descargas atmosféricas.** Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, MG, Brasil. 2006.

SILVEIRA, F. H.; DE CONTI, A.; VISACRO, S. Voltages induced in single-phase overhead lines by first and subsequent negative lightning strokes: influence of the periodically grounded neutral conductor and the ground resistivity. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 53, n. 2, maio, 2011. p. 414-420.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S. 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 Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 62, agosto, 2020. p. 1186-1191.

SOMMERFELD, A. Über die ausbreitung der wellen in der drahtlosen telegraphie. **Annalen der physik**, v. 333, n. 4, janeiro, 1909. p. 665–736.

SOUZA, R. E. et al. **Preliminary analysis of the impulse breakdown characteristics of XLPE-covered cables used in compact distribution lines.** 33^o International Conference on Lightning Protection (ICLP). Estoril, Portugal, p. 6. 2016.

SOUZA, R. E. et al. **Influence of cable insulating material on the impulse withstand voltage of a single-phase compact distribution line structure.** XIV International Symposium on Lightning Protection (SIPDA). Natal, Brasil, p. 152-156. 2017.

SOUZA, R. E. et al. Analysis of the impulse beackdown behavior of covered cables used in compact distribution lines. **Electric Power Systems Research**, v. 159, junho, 2018. p. 24-30.

SOUZA, R. E. et al. Characterization of the effect of the insulating material of covered cables on the impulse breakdown behavior of single- and three-phase compact distribution lines. **Electric Power Systems Research**, v. 172, julho, 2019. p. 161-166.

TOSSANI, F. et al. Influence of the presence of grounded wires on the lightning performance of a medium-voltage line. **Electric Power Systems Research**, v. 196, julho, 2021. p. 1-7.

UMAN, M. A.; MCLAIN, D. K. Magnetic field of lightning return stroke. **Journal of Geophysical Research**, v. 74, n. 28, dezembro, 1969. p. 6899-6910.

UMAN, M. A.; MCLAIN, D. K.; KRIDER, E. P. The electromagnetic radiation from a finite antenna. **American Journal of Physics**, v. 43, n. 1, 1975. p. 33-38.

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

VISACRO, S. et al. Statistical analysis of lightning current parameters: Measurements at Morro do Cachimbo Station. **Journal of Geophysical Research: Atmospheres**, v. 109, n. D1, janeiro, 2004. p. 1-11.

VISACRO, S.; SOARES, A. HEM: A model for simulation of lightning-related engineering problems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 20, n. 2, abril, 2005. p. 1206-1208.

YOKOYAMA, S. Experimental analysis of earth wires for induced lightning surges. **IEE Proceedings C (Generation, Transmission and Distribution)**, v. 127, n. 1, 1980. p. 33-40.

YOKOYAMA, S. Calculation of lightning-induced voltages on overhead multiconductor systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-103, n. 1, janeiro, 1984. p. 100-108.

YOKOYAMA, S. et al. Simultaneous measurement of lightning induced voltages with associated stroke currents. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-102, n. 8, agosto, 1983. p. 2420- 2429.

YOKOYAMA, S. et al. Advanced observations of lightning induced voltage on power distribution lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 1, n. 2, abril, 1989. p. 129-139.

YOKOYAMA, S.; YAMAMOTO, K.; KINOSHITA, H. Analogue simulation of lightning induced voltages and its application for analysis of overhead-ground-wire effects. **IEE Proceedings C (Generation, Transmission and Distribution)**, v. 132, n. 4, julho, 1985. p. 208–216.

ZHANG, et al. Effect of overhead shielding wires on the lightning-Induced voltages of multiconductor lines above the lossy ground. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 61, n. 2, abril, 2019. p. 458-466.
