

TESE DE DOUTORADO Nº 359

**NOVO MODELO ELETROMAGNÉTICO NO DOMÍNIO DO TEMPO PARA
CÁLCULO DA RESPOSTA DE SISTEMAS ELÉTRICOS FRENTE A
DESCARGAS ATMOSFÉRICAS**

Bárbara Pereira Silva

DATA DA DEFESA: 20/04/2021

Universidade Federal de Minas Gerais

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**NOVO MODELO ELETROMAGNÉTICO NO DOMÍNIO DO
TEMPO PARA CÁLCULO DA RESPOSTA DE SISTEMAS
ELÉTRICOS FRENTE A DESCARGAS ATMOSFÉRICAS**

Bárbara Pereira Silva

Tese de Doutorado 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 Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Silvério Visacro Filho
Coorientador: Prof. Fernando Henrique Silveira

Belo Horizonte - MG

Abril de 2021

S586n	<p>Silva, Bárbara Pereira. Novo modelo eletromagnético no domínio do tempo para cálculo da resposta de sistemas elétricos frente a descargas atmosféricas [recurso eletrônico] / Bárbara Pereira Silva. - 2021. 1 recurso online (116 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Silvério Visacro Filho. Coorientador: Fernando Henrique Silveira.</p> <p>Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Bibliografia: f. 113-116. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Correntes elétricas - Aterramento - Teses. 3. Linha de transmissão - Teses. 4. Raio - Teses. 5. Transitórios (Eletricidade) - Teses. I. Visacro Filho, Silvério. II. Silveira, Fernando Henrique. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.</p>
-------	--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

CDU: 621.3(043)

**" Novo Modelo Eletromagnético no Domínio do Tempo para
Cálculo da Resposta de Sistemas Elétricos frente a
Descargas Atmosféricas"**

BÁRBARA PEREIRA SILVA

Tese de Doutorado 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 Doutor em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 20 de abril de 2021.

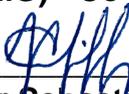
Por:



Prof. Dr. Silvério Visacro Filho
DEE (UFMG) - Orientador



Prof. Dr. Fernando Henrique Silveira
DEE (UFMG) - Co-orientador



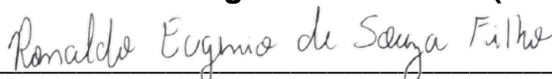
Prof. Dr. Clever Sebastião Pereira Filho
DEE (UFMG)



Prof. Arturo Suman Bretas
Electrical and Computer Engineering Department (University of Florida)



Prof. Dr. Helder de Paula
Faculdade de Engenharia Elétrica (UFU)



Prof. Dr. Ronaldo Eugênio de Souza Filho
Instituto de Ciências Tecnológicas (UNIFEI)

Agradecimentos

Ao professor Silvério pela oportunidade, pela contribuição científica e pela orientação no desenvolvimento desta tese.

Ao professor Fernando pela paciência, pelas discussões técnicas e ensinamentos.

À toda equipe do LRC, em especial, aos meus amigos de laboratório: Rafael, Alex, Miguel, Listz, Sany e Ósis.

À minha família, em especial, agradeço aos meus pais, Sheila e Sebastião, por todo amor, incentivo e compreensão. Aos meus irmãos, Luiz Felipe e João Pedro, por toda força e apoio. Também agradeço a minha vó Tiana, que está sempre na torcida com suas preces e fé. A vocês, toda minha gratidão!

À Joana, pelo companheirismo, amor e compreensão, e à toda sua família, pelo carinho e acolhimento.

Ao time de futsal feminino da engenharia e da UFMG por dividir momentos maravilhosos e proporcionar tantas alegrias, em especial, à Amanda e à Isabella pela amizade e por todos os encontros e bate-papos incríveis.

Resumo

O objetivo da tese consiste no desenvolvimento e teste da formulação de um modelo original no domínio do tempo, dedicado à solução de problemas associados à solicitação de sistemas elétricos por descargas atmosféricas, que explore a abordagem de acoplamentos eletromagnéticos adotada no Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM), desenvolvido no domínio da frequência. O modelo proposto pode ser aplicado a problemas que envolvam efeitos não lineares, notadamente, a ionização do solo, o efeito corona e uso de dispositivos para-raios em linhas de transmissão. Para aterramentos elétricos, a formulação no domínio do tempo caracteriza os parâmetros fundamentais, notadamente no que concerne à velocidade de propagação da corrente em eletrodos de aterramento e sua atenuação. A dependência da frequência dos parâmetros do solo pode, também, ser contemplada por meio de uma aproximação. Nas avaliações da resposta de linhas de transmissão frente a descargas, foi desenvolvido um recurso para casamento de impedâncias, que permite investigar apenas parte do sistema a ser modelado, de forma a reduzir o esforço computacional. Para fins de ilustração da potencialidade da ferramenta desenvolvida, esta foi aplicada a um conjunto de condições de interesse prático em engenharia, particularmente a resposta de aterramentos submetidos a correntes de descargas primeiras e subsequentes, incluindo o efeito de ionização, e a resposta de linhas de transmissão frente à incidência de descargas, contemplando, neste caso, a presença de efeito corona e de dispositivos para-raios.

Palavras-chave: Resposta transitória, efeitos de propagação, não linearidade, aterramentos, linhas de transmissão.

Abstract

The aim of the dissertation consists in the development and test the formulation of an original model in the time domain, dedicated to the solution of problems related to the lightning effects on electric systems, that explores the electromagnetic coupling approach adopted in the Hybrid Electromagnetic Model (HEM), developed in the frequency domain. The proposed model can be able to problems involving nonlinear effects, such as soil ionization, the corona effect and the use of surge-arrester in transmission lines. For electrical groundings, the formulation in the time domain characterizes the fundamental parameters, notably concerning the propagation velocity of current and their attenuation along grounding electrodes. The frequency dependence of the soil parameters can also be considered by means an approximation. In evaluating the response of transmission lines to lightning discharges, a resource for impedance matching was developed, that allows investigating part of the system to be modeled in order to reduce the computational effort. For the purpose of illustrating the potential of the developed tool, it was applied to a set of conditions of practical interest in engineering, particularly the response of grounding subjected to first and subsequent discharge currents, including the ionization effect, and the response of lines transmission in view of the incidence of discharges, contemplating, in this case, the presence of the corona effect and surge arresters.

Keywords: Transient response, propagation effects, nonlinearity, grounding, transmission lines.

Sumário

1. Introdução	1
1.1 Considerações preliminares sobre modelos para cálculo da resposta de sistemas elétricos submetidos a correntes de descargas atmosféricas.....	1
1.2 Objetivo da tese.....	2
1.3 Metodologia de desenvolvimento do trabalho	4
1.4 Organização do Texto.....	4
2. Modelagem no domínio do tempo nas aplicações relativas às solicitações por correntes de descargas atmosféricas	6
2.1 Introdução	6
2.2 Fundamentos do modelo de referência	6
2.2.1 Potenciais eletromagnéticos no domínio da frequência.....	8
2.3 Deduções da modelagem desenvolvida.....	9
2.3.1. Potenciais eletromagnéticos no domínio do tempo em meio infinito	10
2.3.2. Potenciais eletromagnéticos no domínio do tempo em meio semi-infinito	12
2.4 Desenvolvimento matricial das interações transversais.....	14
2.5 Desenvolvimento matricial das interações longitudinais	16
2.6 Acoplamento dos efeitos longitudinais e transversais para representação do sistema físico.....	17
2.7 Considerações finais.....	20
3. Recursos especiais da modelagem no domínio do tempo	21
3.1 Introdução	21
3.2 Inclusão do fenômeno de ionização do solo.....	22
3.3 Cômputo do efeito corona	24
3.4 Consideração do dispositivo para-raios	27
3.5 Aplicação do casamento de impedâncias	30
3.5.1 Exemplo de aplicação.....	31
3.6 Representação do aterramento por parâmetros concentrados	34
3.7 Caracterização da velocidade de propagação.....	35
3.8 Dependência dos parâmetros do solo com a frequência	39
3.9 Procedimento adotado na ferramenta computacional.....	40
3.10 Considerações finais.....	47

4. Aplicações da modelagem no domínio do tempo em aterramentos elétricos	48
4.1 Introdução	48
4.2 Metodologia de desenvolvimento	49
4.2.1 Configurações de aterramento nas simulações	49
4.2.2 Formas de onda da corrente injetada	50
4.2.3 Consideração sobre os parâmetros utilizados nas análises	51
4.3 Comparação com Modelo Eletromagnético Híbrido	52
4.3.1 Elevação do potencial no aterramento para parâmetros do solo independentes da frequência	53
4.3.2 Elevação do potencial no aterramento com parâmetros do solo dependentes da frequência	66
4.3.3 Análise dos efeitos de atenuação e distorção	78
4.4 Avaliação do processo de ionização do solo	80
4.5 Considerações finais.....	85
5. Aplicações da modelagem no domínio do tempo em linhas de transmissão.....	86
5.1 Introdução	86
5.2 Metodologia de desenvolvimento	88
5.3 Avaliação das sobretensões na cadeia de isoladores para aterramentos com cabo contrapeso.....	89
5.4 Avaliação das sobretensões considerando a representação concisa do aterramento ...	92
5.5 Avaliação das sobretensões considerando a variação da impedância das torres adjacentes.....	93
5.6 Avaliação de resultados na presença de dispositivos para-raios nas torres	96
5.7 Análise do cômputo do efeito corona.....	101
5.8 Considerações finais.....	107
6. Conclusões e propostas de continuidade.....	108
Referências Bibliográficas	113

1. Introdução

1.1 Considerações preliminares sobre modelos para cálculo da resposta de sistemas elétricos submetidos a correntes de descargas atmosféricas

O cálculo das grandezas envolvidas na resposta de sistemas elétricos e de seus componentes submetidos a correntes de descargas apresenta considerável complexidade. Embora modelos baseados em parâmetros de circuitos distribuídos sejam eficientes para realizar tais cálculos, estes têm limitações, no que concerne à qualidade de seus resultados. Modelos baseados em teoria de campo eletromagnético são capazes de gerar resultados de muito maior exatidão, mas requerem tempo de processamento muito superior. Devido aos requisitos de exatidão, nos últimos anos tem prevalecido a aplicação de modelos eletromagnéticos, notadamente do método FDTD [Tsumura *et al.*, 2006], no domínio do tempo, e abordagens no domínio da frequência que recorrem ao uso de Transformada de Fourier, tais quais o Método dos Momentos [Burke e Poggio, 1981] e os Métodos Híbridos [Visacro e Soares Jr, 2005], [Silveira *et al.*, 2009].

Uma das dificuldades enfrentadas por tais modelos consiste na necessidade de terem em conta simultaneamente os efeitos não lineares (como a operação de para-raios e a ionização do solo no entorno de eletrodos de aterramentos) e os efeitos de dependência da frequência, tal qual a significativa variação da resistividade do solo na faixa de frequência típica de correntes de descargas.

O cômputo destes dois tipos de efeitos regularmente presente nos problemas envolvendo descargas atmosféricas constitui limitação dos dois tipos de abordagem, nos domínios do tempo e da frequência. Em cada caso é possível transpor tais limitações, mas o custo é demasiado elevado, em termos de tempo

computacional, tornando a aplicação do modelo em situações reais pouco eficientes.

Assim, a proposta original deste trabalho de desenvolver um modelo capaz de transpor tais dificuldades com alta eficiência consiste em um desafio científico de relevo.

No contexto dessa proposta, vale citar particularmente, o Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM) [Visacro e Soares Jr, 2005]. Este tem sido frequentemente empregado com muito sucesso na solução de problemas envolvendo descargas atmosféricas, incluindo a resposta transitória de aterramentos elétricos [Visacro, 2007a], o desempenho de linhas de transmissão submetidas à incidência direta de descargas [Visacro e Soares Jr, 2005] e tensões induzidas por descargas próximas [Silveira et al., 2009].

A experiência vivenciada na concepção e aplicação do Modelo Eletromagnético Híbrido, formulado no domínio da frequência, sugere a viabilidade de desenvolvimento de um modelo no domínio do tempo, baseado em aspectos fundamentais da formulação do HEM, capaz de incorporar de forma eficiente o cômputo dos efeitos mais importantes de dependência da frequência. Tal sugestão motivou a realização das contribuições científicas deste trabalho.

1.2 Objetivo da tese

O objetivo da tese consiste na concepção e no desenvolvimento de um modelo original dedicado à solução de problemas associados à solicitação de sistemas elétricos por descargas atmosféricas, formulado no domínio do tempo a partir de aspectos fundamentais do Modelo Eletromagnético Híbrido. Tal modelo, capaz de contemplar naturalmente os efeitos não lineares devido à sua formulação no domínio do tempo, deve ser ainda capaz de computar efeitos de dependência da frequência com comprovada eficiência, sem aumentar demasiadamente o custo computacional.

Integra, também, tal objetivo a aferição do modelo, realizada por meio de comparação de seus resultados com resultados providos pelo Modelo Eletromagnético Híbrido, sobretudo aqueles resultados relativos à resposta de aterramentos elétricos submetidos a correntes impulsivas com forma de onda similar àquelas de correntes de descargas atmosféricas. Tal aferição se estende, no caso de fenômenos não lineares, à comparação com resultados de ionização do solo disponíveis na literatura e à comparação com programas de cálculo de transitórios eletromagnéticos para outros problemas de interesse prático, notadamente na determinação de sobretensões em isoladores de linhas de transmissão submetidas à incidência de descargas atmosféricas.

A disponibilidade de um modelo de qualidade com as características mencionadas possibilita a sua aplicação para solução de ampla gama de problemas de engenharia associados à proteção contra descargas atmosféricas. Algumas aplicações, com potencial de contribuição para o avanço do conhecimento científico e tecnológico na área, podem ser citadas:

- A resposta de arranjos de aterramentos elétricos, incluindo os efeitos de ionização do solo e da variação da resistividade e permissividade do meio com a frequência;
 - O cálculo com alto nível de exatidão das sobretensões desenvolvidas nas cadeias de isoladores devido à incidência direta de descargas nos condutores da linha ou nas proximidades desta (tensão induzida);
 - A avaliação do desempenho de linhas de transmissão sujeitas sobretensões de origem atmosférica (incidência direta ou próxima) considerando a propagação destas, na presença de efeito corona, dispositivos para-raios, ocorrência de rupturas de isolamento e eventuais efeitos relevantes de dependência da frequência, tais quais aqueles associados à resposta dos cabos contrapeso, que é fortemente influenciada pelo comportamento dos parâmetros elétricos do solo;
 - Contribuição para definição de práticas de proteção de maior efetividade, a partir da aplicação sistemática do modelo em análises de sensibilidade.
-

1.3 Metodologia de desenvolvimento do trabalho

Para alcançar a meta da tese, as suas atividades foram organizadas em etapas articuladas, que constituem a metodologia utilizada para o seu desenvolvimento. As seguintes etapas foram desenvolvidas:

- Realização de revisão bibliográfica sobre o modelo de referência para os desenvolvimentos do trabalho (HEM);
- Concepção das ideias fundamentais de um novo modelo e sua formulação no domínio do tempo;
- Implementação computacional da versão completa do modelo;
- Testes de caso para avaliação de sua consistência; e
- Testes de eficiência do modelo pela sua aplicação em problemas práticos de interesse da Engenharia de Proteção.

1.4 Organização do Texto

Este texto está organizado em seis Capítulos, incluindo a presente Introdução que descreve uma abordagem inicial do tema da proposta, a contextualiza e expõe a motivação e a relevância da investigação.

O Capítulo 2 mostra a fundamentação referente ao HEM, em que são relatados os principais aspectos desse método, que são aplicados na nova modelagem. A partir desses aspectos, são deduzidos os acoplamentos eletromagnéticos entre os segmentos nos quais os sistemas foram particionados, incluindo as devidas considerações do sistema físico para o modelo proposto. Além disso, é a conversão das soluções desenvolvidas para a forma de tensões e correntes nodais, que traduzem a resposta do sistema por meio de grandezas de circuitos.

No Capítulo 3 são discutidos aspectos de diversos recursos de processamento incluídos na modelagem desenvolvida e na correspondente

ferramenta computacional, por exemplo a possibilidade de se promover o casamento de impedâncias para reduzir a dimensão do sistema representado e, por conseguinte, da dimensão dos sistemas matriciais envolvidos.

O Capítulo 4 apresenta os resultados para avaliação da consistência do modelo e análises de sensibilidade, que envolvem a resposta transitória de diversos arranjos de aterramento. Também são ilustrados resultados que consideram a ocorrência de ionização no solo.

No Capítulo 5 são apresentados resultados comparativos do novo modelo desenvolvido em aplicações relativas a linhas de transmissão, envolvendo, inclusive, o uso de dispositivos para-raios e a ocorrência do efeito corona.

No Capítulo 6 são destacadas as conclusões e contribuições desenvolvidas a partir das realizações deste trabalho e das aplicações do modelo, além de propostas para trabalhos futuros.

2. Modelagem no domínio do tempo nas aplicações relativas às solicitações por correntes de descargas atmosféricas

2.1 Introdução

Neste capítulo apresenta-se a formulação do modelo matemático desenvolvido no domínio do tempo, que explora as características de representação do sistema similares às adotadas pelo Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM) no domínio da frequência. O equacionamento foi desenvolvido para o cálculo de transitórios eletromagnéticos em condutores de configuração genérica, situados no solo ou no ar. O desenvolvimento da modelagem no domínio do tempo é capaz de contemplar naturalmente os efeitos não lineares, possibilitando a aplicação a problemas que envolvam variação de parâmetros no tempo.

Antes de descrever a modelagem desenvolvida neste trabalho, é feita, na seção a seguir, uma breve descrição dos aspectos fundamentais do HEM e a apresentação das equações-base dos potenciais eletromagnéticos, no domínio da frequência.

2.2 Fundamentos do modelo de referência

O Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM) é amplamente aplicado para investigar o comportamento de aterramentos frente à injeção de correntes impulsivas e, também, empregado no cálculo de sobretensões e correntes em linhas de transmissão. Essa modelagem é desenvolvida no domínio da frequência e baseia-se nas equações de Maxwell para o campo eletromagnético considerado. Além disso, a solução final do modelo é expressa por grandezas de

circuitos elétricos. Esta abordagem de cálculo pela teoria eletromagnética e integração de campos para a obtenção de grandezas de circuitos elétricos motivou a designação “modelo eletromagnético híbrido”. Essa modelagem utiliza expressões matemáticas complexas, o que garante a exatidão dos resultados desenvolvidos, mas implica grande esforço computacional. A limitação de tal modelo consiste no fato deste não possibilitar contemplarem-se de forma direta elementos não lineares.

No passo preliminar da modelagem, os condutores do sistema são divididos em segmentos cilíndricos. Deve-se garantir que o comprimento ℓ do segmento em questão seja muito maior que o respectivo raio a da sua seção transversal. Esta suposição permite a aproximação por filamentos de corrente nos segmentos [Portela, 1997].

Em cada segmento considera-se a existência de duas fontes de corrente: uma fonte de corrente transversal e uma fonte de corrente longitudinal, conforme ilustradas na Figura 2.1.

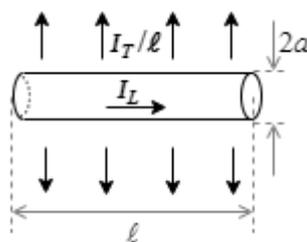


Figura 2.1 – Fontes de corrente transversal e longitudinal em um segmento de comprimento ℓ .

Considera-se que a corrente transversal (I_T) se dispersa uniformemente para o meio com densidade linear de corrente constante (I_T/ℓ) e seu principal efeito é a elevação do potencial em relação ao infinito nos segmentos e em pontos genéricos do meio. A corrente longitudinal (I_L) se propaga de forma uniforme ao longo do segmento e resulta em queda de tensão no segmento. Apesar de as densidades de corrente I_T/ℓ e I_L serem consideradas constantes ao longo do segmento, elas podem variar de um segmento para o outro [Visacro e Soares Jr, 2005].

2.2.1 Potenciais eletromagnéticos no domínio da frequência

Devido às fontes de corrente, surgem efeitos eletromagnéticos no próprio segmento e entre os segmentos (efeito mútuo). Esses efeitos são, inicialmente, analisados separadamente. A interação (ou acoplamento) transversal entre segmentos se expressa pelo potencial escalar médio V_{ij} , no segmento receptor i , gerado pela corrente transversal no segmento emissor j . A interação longitudinal é expressa pela queda de tensão ΔV_{ij} , no segmento i , que é produzida pela corrente longitudinal, que percorre o segmento j [Visacro e Soares Jr, 2005].

A equação (2.1) apresenta a elevação do potencial médio no segmento receptor gerado pela corrente transversal no segmento emissor. A equação (2.2) calcula a queda de tensão no segmento receptor causada pela corrente longitudinal no segmento emissor. Admite-se que os segmentos estão inseridos em um meio infinito.

$$V_{ij}(\omega) = \frac{1}{4\pi(\sigma + j\omega\varepsilon)\ell_i\ell_j} I_{Tj}(\omega) \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{e^{-(\alpha+j\beta)r}}{r} dl_j dl_i \quad (2.1)$$

$$\Delta V_{ij}(\omega) = j\omega \frac{\mu}{4\pi} I_{Lj}(\omega) \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{e^{-(\alpha+j\beta)r}}{r} d\vec{l}_j \cdot d\vec{l}_i \quad (2.2)$$

sendo:

- $\omega = 2\pi f$ corresponde à frequência angular do sinal de corrente injetada e f a frequência;
- μ é a permeabilidade magnética do meio;
- $\sigma = 1/\rho$ é a condutividade elétrica e ρ é a resistividade elétrica do meio;
- ε é a permissividade elétrica do meio;
- $\alpha(\omega)$ e $\beta(\omega)$ correspondem, respectivamente, os coeficientes de atenuação e de distorção do meio, definidos como:

$$\alpha + j\beta = \sqrt{j\omega\mu(\sigma + j\omega\varepsilon)} \quad (2.3)$$

-
- ℓ_j e ℓ_i são os comprimentos dos segmentos emissor (j) e receptor (i), respectivamente;
 - r é a distância entre o segmento diferencial dl_j e o segmento diferencial dl_i .

A corrente injetada em algum nó do sistema é descrita no domínio do tempo. Então, no HEM, é necessário a transformação tempo-frequência para levantamento do espectro de frequência do sinal de corrente. Após aplicar a modelagem e determinar o comportamento físico para cada frequência de interesse, as tensões e correntes resultantes no domínio do tempo são obtidas por uma nova transformação frequência-tempo. Essas transformações são feitas utilizando algoritmos de conversão tempo \rightleftharpoons frequência, como a FFT (*Fast Fourier Transform*) e IFFT (*Inverse Fast Fourier Transform*) ou a Série de Fourier. A necessidade de simular um número elevado de componentes de frequência antes da conversão frequência-tempo (aproximadamente 400 frequências) para conferir exatidão aos resultados de simulação, implica esforço computacional bastante elevado, com correspondente aumento do tempo de simulação. A formulação de uma modelagem no domínio do tempo, além de possibilitar contemplarem-se os efeitos não lineares, reduz muito significativamente o esforço computacional e tem interesse mais prático por permitir a pronta visualização da resposta do sistema ao longo do tempo.

Os conceitos apresentados nessa seção de segmentação dos condutores, em que cada segmento constitui duas fontes de corrente, e das equações-base de acoplamento no domínio da frequência constituem as ferramentas iniciais para se formular a modelagem no domínio do tempo.

2.3 Deduções da modelagem desenvolvida

Na elaboração da formulação no domínio do tempo, o foco é o desenvolvimento de um modelo em que os aspectos físicos sejam facilmente denotados, que

apresente consistências nos resultados e que permita aplicar em configurações tridimensionais genéricas de elementos condutores para cálculo da distribuição de grandezas nos elementos, tais quais a corrente, o potencial e campos eletromagnéticos associados.

A formulação do novo modelo matemático para cálculo da resposta de sistemas submetidos a correntes impulsivas, começa com a dedução dos potenciais eletromagnéticos no domínio do tempo em função das correntes transversal e longitudinal.

2.3.1. Potenciais eletromagnéticos no domínio do tempo em meio infinito

As interações eletromagnéticas que surgem entre os segmentos, ilustrados na Figura 2.2, devido às fontes de corrente no domínio do tempo, são apresentadas nas expressões (2.4) e (2.5). Essas expressões básicas, que contabilizam a propagação de ondas e o acoplamento de segmentos, são deduzidas a partir das equações (2.1) e (2.2).

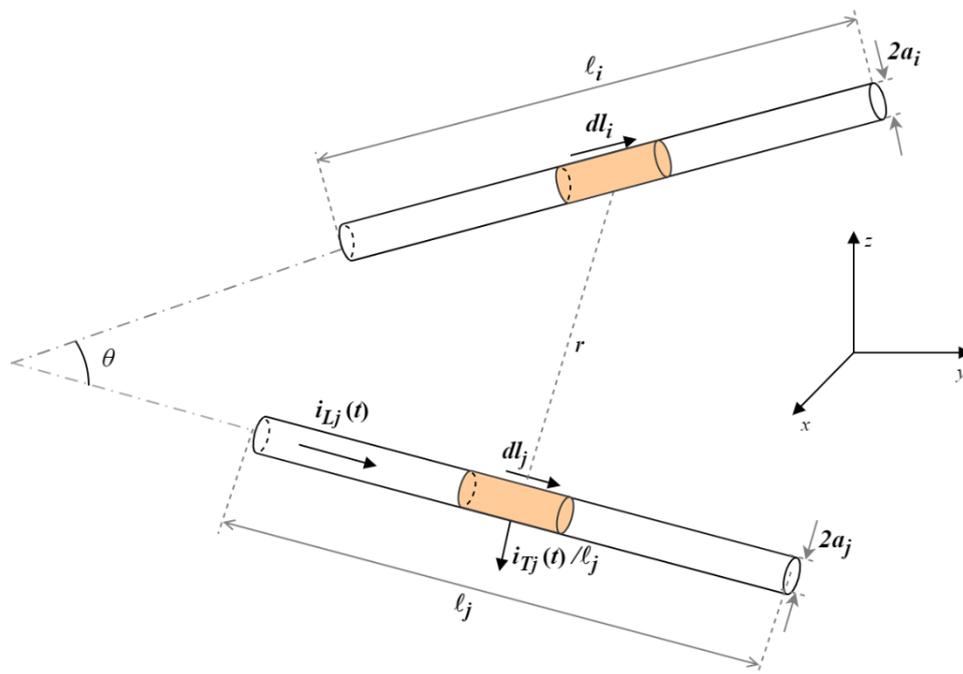


Figura 2.2 - Segmento receptor i situado a uma distância r do segmento emissor j .

A dedução dessas expressões é, inicialmente, obtida pela aproximação do termo $e^{-(\alpha+j\beta)r}$, que é considerado constante na integral, podendo ser removido desta. Tal aproximação é válida, desde que a distância r entre os elementos i e j de integração seja elevada, como ocorre nos casos práticos de interesse desse trabalho. A transferência do domínio da frequência para o domínio do tempo é feita pela aplicação da transformação inversa de Fourier, utilizando as propriedades de diferenciação e deslocamento no tempo. A priori, é feita a consideração dos parâmetros eletromagnéticos ρ , ε e μ do meio como sendo independentes da frequência. Assim, a expressão (2.4) relaciona o potencial escalar médio $v_{ij}(t)$ no segmento receptor i devido à corrente transversal $i_{Tj}(t)$ que dispersa do segmento emissor j . A expressão (2.5) fornece a queda de tensão induzida $\Delta v_{ij}(t)$ no segmento receptor i em função da corrente $i_{Lj}(t)$ que percorre a extensão do segmento emissor j . Conforme ilustrado na Figura 2.2, θ é o ângulo entre os segmentos i e j .

$$\frac{1}{\rho} v_{ij}(t) + \varepsilon \frac{\partial v_{ij}(t)}{\partial t} = \left(\frac{1}{4\pi\ell_j\ell_i} e^{-ar} \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{1}{r} dl_j dl_i \right) \cdot i_{Tj}(t - \tau_{ij}) \quad (2.4)$$

$$\Delta v_{ij}(t) = \left(\frac{\mu \cos \theta}{4\pi} e^{-ar} \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{1}{r} dl_j dl_i \right) \cdot \frac{\partial i_{Lj}(t - \tau_{ij})}{\partial t} \quad (2.5)$$

O termo τ_{ij} é o tempo de propagação entre os segmentos i e j , que é descrito com mais detalhe na próxima seção.

Tais equações foram desenvolvidas na hipótese de segmentos condutores colocados num meio infinito. Nas aplicações reais, é necessário ter em conta o caráter semi-infinito dos meios solo e ar, visto a seguir.

2.3.2. Potenciais eletromagnéticos no domínio do tempo em meio semi-infinito

Para considerar a presença física do segundo meio emprega-se o método das imagens. Nesse método, admite-se que para cada segmento emissor, há uma imagem de corrente posicionada simetricamente em relação à fonte real e à fronteira dos meios. Assim, no cálculo da corrente, é adicionada à parcela associada à imagem do segmento emissor.

Em aplicações de interesse, as interações eletromagnéticas são calculadas para segmentos condutores aéreos e enterrados. Além disso, consideram-se apenas interações entre segmentos imersos no mesmo meio.

Para incorporar o efeito do ar, quando as fontes de corrente estão no solo, conforme ilustra a Figura 2.3, admite-se que a corrente transversal que percorre o segmento imagem tem o mesmo valor e o mesmo sinal que o segmento emissor real. No caso do efeito longitudinal, a intensidade de corrente longitudinal da fonte imagem é a mesma da fonte real, já o sentido é contrário, se o segmento está na direção vertical, e mesmo sentido, se o segmento está na direção horizontal. [Schroeder, 2001].

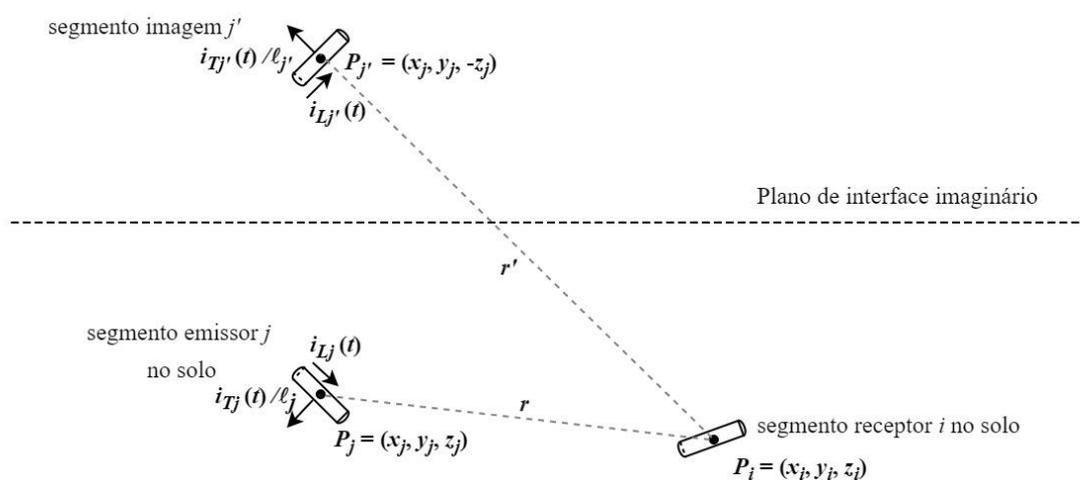


Figura 2.3 – Configuração do sistema físico para segmentos no solo, com auxílio do método das imagens.

A inclusão do efeito do solo quando o segmento emissor está no ar, para a fonte de corrente transversal, é feita considerando o valor da corrente da fonte imagem igual ao da fonte real, mas de sinal contrário, como mostrada na Figura 2.4. No caso do efeito da fonte de corrente longitudinal, a intensidade da corrente imagem é a mesma da fonte real e o sentido deve representar o retorno da corrente em relação à corrente real, ou seja, mesmo sentido na direção vertical e sentido contrário na direção horizontal.

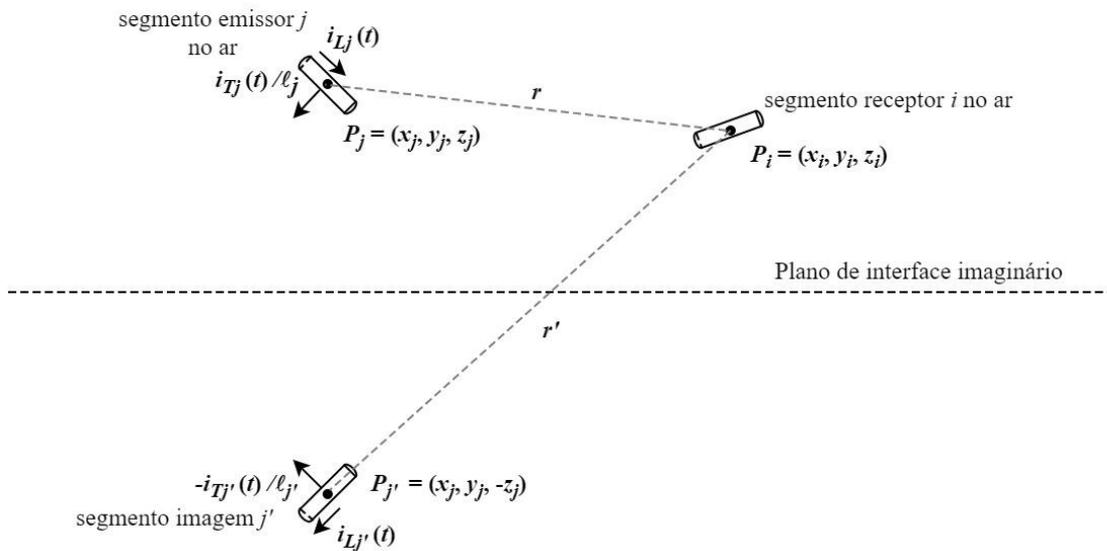


Figura 2.4- Configuração do sistema físico para segmentos no ar, aplicando o método das imagens.

Nas equações (2.4) e (2.5) são adicionadas as parcelas associadas à imagem do segmento emissor para inclusão do efeito da interface solo-ar na propagação dos campos eletromagnéticos associados às fontes de corrente, assim:

$$\frac{1}{\rho} v_{ij}(t) + \varepsilon \frac{\partial v_{ij}(t)}{\partial t} = \left(\frac{1}{4\pi\ell_j\ell_i} e^{-\alpha r} \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{1}{r} dl_j dl_i \right) \cdot i_{Tj}(t - \tau_{ij}) + c_r \left(\frac{1}{4\pi\ell_i\ell_{j'}} e^{-\alpha r'} \int_{\ell_i} \int_{\ell_{j'}} \frac{1}{r'} dl_{j'} dl_i \right) \cdot i'_{Tj'}(t - \tau'_{ij'}) \quad (2.6)$$

$$\Delta v_{ij}(t) = \left(\frac{\mu \cos \theta}{4\pi} e^{-\alpha r} \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{1}{r} dl_j dl_i \right) \cdot \frac{\partial i_{Lj}(t - \tau_{ij})}{\partial t} + \left(\frac{\mu \cos \theta}{4\pi} e^{-\alpha r'} \int_{\ell_i} \int_{\ell_{j'}} \frac{1}{r'} dl_{j'} dl_i \right) \cdot \frac{\partial i'_{Lj'}(t - \tau'_{ij'})}{\partial t} \quad (2.7)$$

em que:

- c_r é o coeficiente de reflexão, $c_r = +1$, para a fonte de corrente no solo e, $c_r = -1$, para a fonte de corrente no ar;

- r' é a distância entre os segmentos diferenciais $dl_{j'}$ e dl_i .

Os termos τ_{ij} e $\tau'_{ij'}$ correspondem aos atrasos de tempo relativos aos efeitos dos acoplamentos dos segmentos, que causam o efeito de distorção do sinal. Esses termos são os retardos de tempo requeridos para propagação dos campos elétrico e magnético e são calculados pela razão entre a distância dos segmentos e a velocidade de propagação naquele instante:

$$\tau_{ij} = \frac{r_{ij}}{v_{prop}} \quad (2.8) \quad \text{e} \quad \tau'_{ij'} = \frac{r'_{ij'}}{v_{prop}} \quad (2.9)$$

Na representação no domínio do tempo, o cômputo do efeito de distorção da onda é realizado por meio do tempo de propagação (atraso).

2.4 Desenvolvimento matricial das interações transversais

A primeira expressão básica de acoplamento transversal no domínio do tempo, descrita na equação (2.6), ilustra apenas o efeito elétrico. A fonte de corrente gera um campo divergente, que causa efeito nos demais segmentos e nele próprio. Esse efeito implica o surgimento de elevações de potencial em relação ao infinito nos segmentos imersos no meio. O cálculo da elevação do potencial médio em relação ao infinito no segmento i é obtido somando a contribuição das correntes transversais em todos os segmentos ($v_i = \sum_{j=1}^M v_{ij}$). Para a discretização no tempo da equação (2.6), aplica-se a linearização no tempo para um intervalo Δt e diferenças finitas regressivas. Assim, a expressão (2.10) mostra o potencial escalar médio $v_i^n(t)$ em função da corrente transversal $i_{Ti}^n(t)$:

$$\begin{aligned} v_i^n(t) - k_{T_{ii}} \cdot i_{Ti}^n(t) &= \frac{\frac{\varepsilon}{\Delta t}}{\frac{1}{\rho} + \frac{\varepsilon}{\Delta t}} v_i^{n-1}(t) + c_r k'_{T_{ii'}} \cdot i'_{T_{i'}}(t - \tau'_{ii'}) + k_{T_{i1}} \cdot i_{T_1}(t - \tau_{i1}) + \\ &+ c_r k'_{T_{i1'}} \cdot i'_{T_{1'}}(t - \tau'_{i1'}) + \dots + k_{T_{im}} \cdot i_{T_m}(t - \tau_{im}) + c_r k'_{T_{im'}} \cdot i'_{T_{m'}}(t - \tau'_{im'}) \end{aligned} \quad (2.10)$$

sendo:

- k_{Tij} é o coeficiente de acoplamento transversal entre os segmentos receptor e emissor, dado por:

$$k_{Tij} = \frac{1}{4\pi \left(\frac{1}{\rho} + \frac{\varepsilon}{\Delta t}\right) \ell_i \ell_j} e^{-\alpha r} \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{1}{r} dl_j dl_i \quad (2.11)$$

- $k'_{Tij'}$ é o coeficiente de acoplamento transversal entre o segmento receptor e o segmento imagem, obtido pela equação a seguir:

$$k'_{Tij'} = \frac{1}{4\pi \left(\frac{1}{\rho} + \frac{\varepsilon}{\Delta t}\right) \ell_i \ell_{j'}} e^{-\alpha r'} \int_{\ell_i} \int_{\ell_{j'}} \frac{1}{r'} dl_{j'} dl_i \quad (2.12)$$

- Δt é o passo de tempo utilizado na simulação;
- m é o número de segmentos condutores.

Os atrasos de tempo τ_{ij} e $\tau'_{ij'}$ são computados ao se determinar os efeitos mútuos entre os segmentos, e são ignorados nos cálculos relativos aos próprios segmentos. No cálculo dos coeficientes (k_{Tij} e $k'_{Tij'}$), já estão incorporados o efeito de atenuação da onda e a interação elétrica, entre os segmentos, com uma parcela condutiva e uma parcela capacitiva. Nota-se que tais coeficientes traduzem a relação entre tensão e corrente entre elementos. Evitou-se designá-los impedância, já que esta é usualmente conceituada no domínio da frequência.

A equação (2.10) pode ser reescrita na forma matricial. A matriz $[\mathbf{K}_T]$, que contém os coeficientes k_{Tij} , é reescrita como $[\mathbf{K}_T] = [\mathbf{K}_{T_S}] + [\mathbf{K}_{T_M}]$, pois é necessária a separação dos acoplamentos próprio (instantâneo) e mútuo (retardado) nas formulações. A matriz $[\mathbf{K}_{T_S}]$ é obtida para $i = j$, ou seja, é uma matriz diagonal formada pelos elementos próprios $k_{T_{ii}}$ calculados considerando a distância r igual ao raio do segmento. A matriz $[\mathbf{K}_{T_M}]$ é formada pelos elementos mútuos, isto é, para $i \neq j$, portanto a diagonal é nula. Já a matriz $[\mathbf{K}'_T]$ é composta pelos elementos $k'_{Tij'}$, que são apenas elementos mútuos, e $[\mathbf{K}'_T] = [\mathbf{K}'_{T_M}]$. Essas matrizes têm dimensão $M \times M$.

Em (2.13) é estabelecido o sistema matricial que tem como incógnitas os vetores $[\mathbf{v}^n(t)]$ e $[\mathbf{i}_T^n(t)]$, ambos de dimensão $M \times 1$, que se referem ao potencial médio e à corrente que se dispersa nos M segmentos, respectivamente:

$$[\mathbf{v}^n(t)] - [\mathbf{K}_{\text{TS}}][\mathbf{i}_T^n(t)] = \frac{\frac{\varepsilon}{\rho + \Delta t}}{\frac{\varepsilon}{\rho + \Delta t}} [\mathbf{v}^{n-1}(t)] + [\mathbf{K}_{\text{TM}}][\mathbf{i}_T^n(t - \tau)] + c_r [\mathbf{K}'_{\text{TM}}][\mathbf{i}_T^n(t - \tau')] \quad (2.13)$$

2.5 Desenvolvimento matricial das interações longitudinais

A expressão (2.7) descreve o efeito magnético da fonte de corrente longitudinal. Essa corrente gera uma queda de tensão entre os segmentos. O cálculo da queda de tensão Δv_i , devido às correntes que percorrem todos os segmentos, é obtido somando todas as parcelas, isto é, $\Delta v_i = \sum_{j=1}^M \Delta v_{ij}$. Dessa forma, a queda de tensão no segmento i gerada pela contribuição das correntes longitudinais no condutor é dada por:

$$\Delta v_i^n(t) - k_{L_{ii}} \cdot i_{L_i}^n(t) = -k_{L_{ii}} i_{L_i}^{n-1}(t) + k'_{L_{ii'}} [i_{L_{i'}}(t - \tau'_{ii'}) - i_{L_{i'}}^{n-1}(t - \tau'_{ii'})] + k_{L_{i1}} [i_{L_1}(t - \tau_{i1}) - i_{L_1}^{n-1}(t - \tau_{i1})] + k'_{L_{i1'}} [i_{L_1'}(t - \tau'_{i1'}) - i_{L_1'}^{n-1}(t - \tau'_{i1'})] + \dots + k_{L_{im}} [i_{L_m}(t - \tau_{im}) - i_{L_m}^{n-1}(t - \tau_{im})] + k'_{L_{im'}} [i_{L_m'}(t - \tau'_{im'}) - i_{L_m'}^{n-1}(t - \tau'_{im'})] \quad (2.14)$$

em que:

- $k_{L_{ij}}$ é o coeficiente de acoplamento longitudinal entre os segmentos receptor e emissor, calculado pela seguinte equação:

$$k_{L_{ij}} = \frac{\mu \cos \theta}{4\pi} e^{-\alpha r} \int_{\ell_i} \int_{\ell_j} \frac{1}{r} dl_j dl_i \quad (2.15)$$

- $k'_{L_{ij'}}$ é o coeficiente de acoplamento longitudinal entre o segmento receptor e o segmento imagem, dado por:

$$k'_{L_{ij'}} = \frac{\mu \cos \theta}{4\pi} e^{-\alpha r'} \int_{\ell_i} \int_{\ell_{j'}} \frac{1}{r'} dl_{j'} dl_i \quad (2.16)$$

Os coeficientes k_{Lij} e k'_{Lij} , traduzem o acoplamento indutivo entre os segmentos e o efeito de atenuação do sinal.

De forma análoga ao cálculo do potencial escalar médio, a equação (2.14) pode ser reescrita na forma matricial. A matriz $[\mathbf{K}_L]$ de coeficientes longitudinais (k_{Lij}) é desmembrada em acoplamentos próprios e acoplamentos mútuos: $[\mathbf{K}_L] = [\mathbf{K}_{L_S}] + [\mathbf{K}_{L_M}]$. Como a matriz $[\mathbf{K}'_L]$ é formada apenas por acoplamentos mútuos, então: $[\mathbf{K}'_L] = [\mathbf{K}'_{L_M}]$.

Na equação matricial (2.17), as incógnitas são o vetor de queda de tensão induzida $[\Delta v^n(t)]$ e o vetor de correntes $[i_L^n(t)]$ que se propagam ao longo de cada segmento. A dimensão desses vetores é $M \times 1$.

$$[\Delta v^n(t)] - [\mathbf{K}_{L_S}][i_L^n(t)] = -[\mathbf{K}_{L_S}][i_L^{n-1}(t)] + [\mathbf{K}_{L_M}]\{[i_L^n(t - \tau)] - [i_L^{n-1}(t - \tau)]\} + [\mathbf{K}'_{L_M}]\{[i_L^n(t - \tau')] - [i_L^{n-1}(t - \tau')]\} \quad (2.17)$$

Após a formulação dos potenciais eletromagnéticos em função das fontes de correntes, o próximo passo é solucionar o sistema físico e estabelecer relações entre os efeitos elétrico e magnético.

2.6 Acoplamento dos efeitos longitudinais e transversais para representação do sistema físico

A análise dos efeitos das fontes de corrente transversal e longitudinal, feita até o presente momento, foi desenvolvida isoladamente. Entretanto, o sistema físico ao qual se referem é único e esses efeitos não são independentes. Assim, trabalhou-se para correlacionar as equações (2.13) e (2.17), com recurso a aproximações expressas por relações de circuitos.

Para tal, o procedimento inicial consiste em expressar o potencial médio e a queda de tensão como funções dos potenciais de nós do segmento com auxílio da Figura 2.5. O potencial médio no segmento é definido como a média aritmética dos potenciais dos respectivos nós. A queda de tensão no segmento é calculada

pela diferença entre os potenciais nodais do segmento em questão [Visacro e Soares Jr, 2005]:

$$v_i = \frac{\psi_i + \psi_{i+1}}{2} \quad (2.18) \quad \text{e} \quad \Delta v_i = \psi_i - \psi_{i+1} \quad (2.19)$$

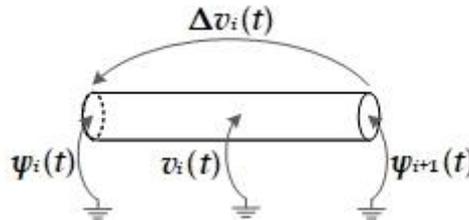


Figura 2.5 - Elevação do potencial médio, queda de tensão e potenciais nodais associados no segmento i do condutor.

Matricialmente, as equações (2.18) e (2.19) podem ser descritas como:

$$[v^n(t)] - [\mathbf{P}][\psi(t)] = 0 \quad (2.20)$$

$$[\Delta v^n(t)] - [\mathbf{Q}][\psi(t)] = 0 \quad (2.21)$$

em que $[\mathbf{P}]$ é a matriz de conectividade entre os potenciais escalares médios e os potenciais nodais de dimensão $M \times N$, em que N representa o número de nós do sistema físico representado, cujos elementos dessa matriz são obtidos pela seguinte lei de formação:

- $p(m, n) = 1/2$, se o nó n for conectado ao segmento m ;
- $p(m, n) = 0$, se não houver conexão entre o nó n e o segmento m .

A matriz $[\mathbf{Q}]$ é a matriz de conectividade entre as quedas de tensão nos segmentos e os potenciais nos nós, com dimensão $M \times N$, cujos elementos são obtidos pela seguinte lei de formação:

- $q(m, n) = +1$, se o nó n for conectado no início do segmento m ;
- $q(m, n) = -1$, se o nó n for conectado no fim do segmento m ;
- $q(m, n) = 0$, se não houver conexão entre o nó n e o segmento m .

O passo seguinte consiste em estabelecer as relações das correntes transversal e longitudinal e da(s) corrente(s) injetada(s), aplicando o somatório das correntes em cada nó. Para isso, é necessário concentrar a corrente transversal em duas partes iguais nas extremidades de cada segmento, já que anteriormente a densidade de corrente transversal fora considerada constante ao longo do segmento [Visacro e Soares Jr, 2005]. A Figura 2.6 ilustra a corrente transversal $i_T(t)$, a corrente longitudinal $i_L(t)$ e a corrente $i(t)$, que é imposta externamente ao condutor. Nos nós em que não há injeção de corrente, $i(t)$ é nulo.

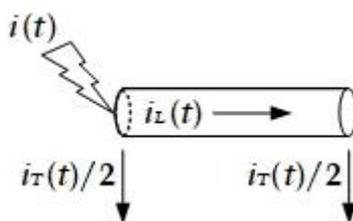


Figura 2.6 - Representação das correntes nos nós do segmento.

O equacionamento matricial, que estabelece as relações entre as correntes nos N nós dos segmentos, é descrito a seguir:

$$[\mathbf{P}]^T [\mathbf{i}_T(t)] + [\mathbf{Q}]^T [\mathbf{i}_L(t)] = [\mathbf{i}(t)] \quad (2.22)$$

Verifica-se que o equacionamento desenvolvido neste trabalho é realizado a partir do acoplamento entre os condutores e a interação desses com a descarga atmosférica. Por ser baseada nas equações de campo eletromagnético e estar focada em análises práticas do comportamento de sistemas elétricos, a formulação descrita permite aplicações genéricas com consistência física nos resultados, traduzidos por meio de grandezas de circuitos de imediata aplicação nos problemas de engenharia.

2.7 Considerações finais

Neste capítulo, apresentou-se uma nova modelagem proposta no domínio do tempo e embasada nas equações de campo para o estudo de transitórios eletromagnéticos nos sistemas de energia. Foram descritos os equacionamentos dos potenciais eletromagnéticos no tempo, considerando condutores presentes no solo e no ar e a presença física do outro meio. A partir desses potenciais, determinaram-se as interações transversais e longitudinais entre os segmentos. Nessas interações, foram contemplados os efeitos de propagação, traduzidos pelo coeficiente de atenuação e pelo atraso de tempo. Por fim, foram estabelecidas relações entre os efeitos transversais e longitudinais com auxílio da teoria de circuitos elétricos.

No capítulo a seguir, são apresentados alguns recursos incorporados à ferramenta computacional desenvolvida como implementação da nova modelagem apresentada neste capítulo.

3. Recursos especiais da modelagem no domínio do tempo

3.1 Introdução

Após o desenvolvimento da modelagem no domínio do tempo, criou-se um código computacional, implementado em Matlab, com as generalidades do modelo. Por meio dessa ferramenta computacional, é possível validar o modelo e investigar o desempenho de sistemas frente a descargas atmosféricas. Para tanto, foram desenvolvidos recursos especiais para a validação da modelagem e, principalmente, para permitir um estudo abrangente da propagação de transitórios em sistemas de aterramentos genéricos, cabos aéreos, linhas de transmissão, etc. Atualmente, o código possibilita incluir os seguintes aspectos adicionais:

- Consideração do processo de ionização do solo;
- Consideração do efeito corona em linhas;
- Representação de dispositivo para-raios;
- Realização de casamento de impedâncias para limitar a dimensão do sistema simulado, evitando-se o efeito de reflexões;
- Inclusão de segmentos concentrados para representar o aterramento por meio de resistências ou impedâncias impulsivas;
- Consideração da velocidade de propagação e dependência dos parâmetros do solo com a frequência.

Os recursos inseridos na modelagem são discutidos nas seções 3.2 a 3.8. Na seção 3.9, são descritos os procedimentos atuais da ferramenta computacional desenvolvida para aplicação, da modelagem no domínio do tempo, em análises de desempenho de sistemas elétricos.

3.2 Inclusão do fenômeno de ionização do solo

Uma das finalidades do desenvolvimento do modelo apresentado neste trabalho é a aplicação em condições que envolvem a variação de parâmetros no tempo, isto é, que incluem efeitos não lineares, como é o caso do fenômeno de ionização do solo em aterramentos devido às intensidades elevadas de corrente de descarga.

Durante o processo de dissipação da corrente elétrica pelo sistema de aterramento, o solo apresenta um comportamento eletromagnético essencialmente linear para uma dada faixa de amplitude de corrente. Porém, quando a densidade de corrente, que é dispersa do eletrodo de aterramento para o solo, é suficientemente alta para gerar um campo elétrico superior a um determinado valor limite, tem-se início ao processo de ionização do solo na região circunvizinha ao condutor [Visacro, 2007a]. Acima desse limiar, há a formação de canais de descarga disruptivos de alta condutividade elétrica em relação à do solo nas proximidades do eletrodo e o solo perde seu comportamento linear. Esses canais ionizados promovem a extensão da área de dissipação do eletrodo cilíndrico, acarretando num aumento da densidade de corrente em direção ao solo e no comportamento não linear entre a tensão e a corrente. Esse aumento da área de dissipação é responsável pela redução dos potenciais gerados nos eletrodos, num efeito equivalente à redução da impedância destes. O efeito é mais significativo em eletrodos curtos e correntes mais intensas.

Neste trabalho, assim como em outros trabalhos encontrados na literatura, como [Mazzeti e Veca, 1983], [Velazquez e Mukhedkar, 1984], [Mousa, 1994] e [Cidrás et al., 2000], o cômputo do processo de ionização do solo é modelado por meio de uma compensação geométrica do raio da seção transversal com um aumento aparente da área do condutor. No modelo desenvolvido, para ter em conta a ionização do solo, recalculam-se os coeficientes da matriz de acoplamento transversal, já que seu efeito está relacionado com uma maior dispersão da corrente para o solo. A alteração dessa matriz é verificada a cada instante de tempo de cálculo, por meio da modificação do raio efetivo de cada segmento, dependendo do nível estimado de intensidade de ionização do solo circunvizinho

ao segmento (caso esta exista). A ampliação do raio equivalente é calculada a partir da comparação entre o campo elétrico na superfície de cada segmento e o limiar de início do processo de ionização.

No estudo do efeito da ionização no aterramento, uma das complexidades está associada à distribuição não uniforme da densidade de corrente que dispersa para o solo e, conseqüentemente, do campo elétrico associado, devido ao efeito de atenuação ao longo do eletrodo. O modelo proposto intrinsicamente já contempla tal aspecto, por considerar a distribuição não uniforme de campo elétrico ao longo dos segmentos que representam os eletrodos, devido à atenuação do campo propagado.

O cálculo do módulo do campo elétrico $E_i(t)$ é obtido a partir da densidade de corrente $J_{Ti}(t)$ dissipada do segmento i para o solo, sendo que essa densidade é dada pela soma das parcelas condutiva $J_{Ci}(t)$ e capacitiva $J_{Di}(t)$, conforme apresentam as equações a seguir:

$$J_{Ti}(t) = J_{Ci}(t) + J_{Di}(t) \rightarrow J_{Ti}(t) = \frac{E_i(t)}{\rho_s} + \varepsilon_s \frac{\partial E_i(t)}{\partial t} \quad (3.1)$$

$$E_i^n(t) = \frac{1}{\frac{1}{\rho_s} + \frac{\varepsilon_s}{\Delta t}} \left[\frac{I_{Ti}(t)}{2\pi a \ell_i} + \frac{\varepsilon_s}{\Delta t} E_i^{n-1}(t) \right] \quad (3.2)$$

Se no instante t , o campo elétrico superficial $E_i^n(t)$ é maior que o módulo do campo elétrico crítico E_{CR} daquele solo, então, considera-se a ocorrência de ionização no solo circunvizinho. Assim, no instante seguinte $t + \Delta t$, o raio do segmento i é atualizado para o valor equivalente $a_{ieq}(t + \Delta t)$, conforme a equação (3.3). O seu aumento aparente é proporcional à relação entre o campo elétrico atual $E_i^n(t)$ e o campo elétrico limite. Se $E_i^n(t) \leq E_{CR}$, isto é, emprega-se o raio original a_i para o segmento em questão, no instante seguinte.

$$a_{ieq}(t + \Delta t) = a_i \frac{E_i^n(t)}{E_{CR}} \quad (3.3)$$

Um ponto questionável nas modelagens e expressões apresentadas na literatura para ter em conta o efeito de ionização do solo refere-se ao elevado grau de incerteza na definição da intensidade do campo elétrico crítico, a partir do qual

se processa o fenômeno em estudo. Embora, nas diversas propostas apresentadas na literatura, seja ponto comum que valor de E_{CR} seja função da resistividade do solo, há divergência significativa em relação ao limiar em cada caso. Nesta tese, adotou-se a formulação empírica fornecida por [Oettle, 1987]:

$$E_{CR} = 0,241 \cdot 10^6 (\rho_s^{0,215}) \quad (3.4)$$

A tabela 3.1 a seguir ilustra a ordem de grandeza do limiar de campo, segundo tal expressão para valores diversos de resistividade. Esses valores de campo elétrico crítico são superiores ao valor de 400 kV/m recomendado pelo [Cigre, 1991] e ao valor de 300 kV/m adotado por [Mousa, 1994].

Tabela 3.1 - Campo elétrico crítico para valores diversos de resistividade.

ρ (Ωm)	100	500	1000	2000	4000
E_{CR} (kV/m)	648,7	916,8	1064,2	1235,2	1433,7

3.3 Cômputo do efeito corona

Outro importante fenômeno não linear é o efeito corona em cabos aéreos, que surge em decorrência da alta magnitude de corrente de descarga incidente em uma linha de transmissão e da correspondente elevada sobretensão, que se propaga a partir do ponto de incidência. O campo elétrico associado resultante nas proximidades do condutor, ao exceder um certo limiar, causa a formação de canais disruptivos no ar ao longo do cabo. No caso dos cabos aéreos, devido à homogeneidade do ar e à configuração geométrica dos cabos, o processo se distribui contínua e uniformemente na região em que o limiar de campo é excedido, configurando uma “coroa” (*corona*) ionizada no entorno do cabo.

Quando uma corrente de descarga atmosférica atinge o cabo de blindagem, são desenvolvidas sobretensões muito elevadas. Os gradientes dessas sobretensões, acima do valor crítico, resultam na formação de envelopes de corona ao redor do cabo de blindagem.

O limiar do campo elétrico E_0 sugerido para promover a ionização do ar é de 1,5 MV/m [EPRI, 1982]. A sobretensão de início de corona v_0 é estimada pela equação a seguir [Hileman, 1999]:

$$v_0 = \frac{a \cdot Z_0 \cdot E_0}{60} \quad (3.5)$$

sendo Z_0 a impedância de surto do cabo de blindagem, dada por:

$$Z_0 = 60 \cdot \ln\left(\frac{2h}{a}\right) \quad (3.6)$$

h corresponde à altura e a é o raio original do cabo.

De certa forma, a ocorrência do efeito corona no entorno do condutor aproximadamente estende o potencial na superfície deste para uma região adiante daquela do raio físico do condutor, afetando os parâmetros transversais do cabo (capacitância e condutância), cujo cálculo decorre da distribuição dos potenciais associados ao condutor. Os parâmetros longitudinais do cabo não são afetados.

O efeito da presença de corona no entorno do cabo pode ser incorporado, na modelagem no domínio do tempo, por meio de uma equivalente ampliação do raio do condutor (apenas para os parâmetros transversais), de forma semelhante àquela utilizada para incluir o efeito de ionização do solo. Esse raio seria alterado de acordo com o valor da sobretensão resultante no condutor em cada instante de tempo, segundo avaliações decorrentes da intensidade do efeito corona.

Para determinar o raio efetivo do cabo (raio ampliado pelo efeito corona), inicialmente, calcula-se o raio máximo sobre ação do efeito corona por meio da equação (3.5) e (3.6), ao substituir a equação (3.6) na equação (3.5). A equação para o cálculo do raio máximo a_{iC} do segmento i do cabo de blindagem, expressa em função do valor instantâneo da tensão do cabo $v_i^n(t)$, é apresentada em (3.7), sendo a solução dessa equação obtida por métodos iterativos [EPRI, 1982].

$$a_{iC} \cdot \ln\left(\frac{2h}{a_{iC}}\right) = \frac{v_i^n(t)}{E_0} \quad (3.7)$$

Após o cálculo do valor do raio máximo de corona, o raio efetivo de cada segmento do cabo de blindagem é dado pela média geométrica dos efeitos de acoplamento sem o envelope e com o envelope de corona [EPRI, 1982]:

$$a_{i_{ef}}(t + \Delta t) = 2h \cdot e^{-\sqrt{\ln\left(\frac{2h}{a_i}\right) \cdot \ln\left(\frac{2h}{a_{iC}}\right)}} \quad (3.8)$$

Para incluir o efeito corona na modelagem, são feitas alterações na matriz de acoplamento transversal. A cada instante de tempo t em que a sobretensão no segmento i é superior à sobretensão de início de corona ($v_i^n(t) > v_0$), o valor do raio é atualizado para $a_{i_{ef}}(t + \Delta t)$. Em seguida, é calculado o novo elemento próprio da matriz $[\mathbf{K}_T]$ para a interação seguinte.

Para exemplificar o aumento do raio equivalente para ter em conta o efeito corona, são ilustrados, na Figura 3.1, os raios efetivos do cabo ao longo de um vão de 400 m. Os valores de $a_{i_{ef}}$ são correspondentes ao instante em que é desenvolvida a sobretensão máxima no ponto de incidência. A corrente é injetada no meio do vão com o valor de pico de 50 kA.

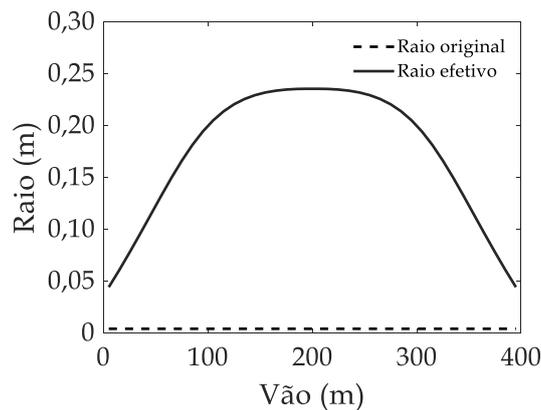


Figura 3.1 – Raio efetivo ao longo do vão no instante do pico de sobretensão no ponto de incidência (meio do vão) na modelagem do efeito corona.

O raio original a_i do cabo de blindagem é de 0,004 m. No instante do pico da sobretensão no meio do vão, o raio efetivo $a_{i_{ef}}$ dos segmentos próximos é cerca de 59 vezes maior que o raio original. Nos segmentos das extremidades do vão, o aumento do raio $a_{i_{ef}}$ é de, aproximadamente, 11 vezes.

Com o acréscimo na seção transversal do segmento do cabo de blindagem para incluir o efeito corona, há a diminuição do elemento próprio da matriz de acoplamento transversal. Assim, a presença desse efeito não linear, provoca a redução da amplitude e o atraso da onda de sobretensão em comparação àquela em que não se considera tal efeito.

Por ser um fenômeno que diminui as sobretensões associadas às correntes de descarga, a consideração do efeito corona é, aparentemente, relevante para a diminuição da probabilidade de ocorrência de desligamentos por descarga atmosférica, principalmente, no caso de incidência no meio do vão.

3.4 Consideração do dispositivo para-raios

O dispositivo para-raios é um elemento não linear capaz de afetar o comportamento transitório em sistemas de energia. O uso desse dispositivo de proteção pretende promover a melhoria do desempenho em sistemas elétricos que apresentam índices elevados de desligamentos causados por surtos atmosféricos.

Em linhas de transmissão, o para-raios é conectado em paralelo com a cadeia de isoladores. O princípio de operação do dispositivo se resume a duas situações, definidas pela amplitude da sobretensão à qual está submetido. Na condição normal de operação, tal amplitude é inferior a determinado limiar e o dispositivo funciona, idealmente, como uma chave aberta. Ao ser submetido a uma amplitude de tensão superior a tal limiar, por exemplo em decorrência da incidência de uma descarga atmosférica no cabo de blindagem da linha de transmissão ou na estrutura, o dispositivo atua como um caminho de baixa impedância, que permite o fluxo da corrente de descarga, e fica sujeito a uma tensão relativamente baixa entre os seus terminais. Inicialmente, esta tensão resultante varia lentamente e, após a corrente atingir seu pico, se mantém praticamente constante durante um intervalo de tempo da sua cauda. Como resultado, o dispositivo limita a sobretensão transitória na cadeia de isoladores, evitando a ocorrência de arco elétrico de contornamento desta [Visacro et al., 2018b]. Uma vez que a corrente do raio tenha fluído pelo dispositivo e a correspondente sobretensão entre seus terminais volte a amplitudes inferiores ao limiar, o dispositivo tem a capacidade de recuperar prontamente sua característica de alta impedância, interrompendo o fluxo de corrente. Evita, assim, a ocorrência de curtos-circuitos, decorrentes do fluxo da corrente de baixa frequência pelo dispositivo. Na ausência do dispositivo, tal situação levaria ao arco elétrico de contornamento da cadeia de isoladores e, mesmo após o fluxo da corrente do raio

pelo arco, este poderia ser sustentado pela tensão de operação da linha, e a corrente de baixa frequência permaneceria fluindo por este, configurando um curto-circuito. A detecção deste curto-circuito pelos relés de proteção ensejaria o comando de abertura da linha pelos disjuntores e o desligamento desta. A diferença de resultado decorre da capacidade do dispositivo para-raios de interromper o fluxo da corrente no percurso paralelo à cadeia de isoladores, o que não ocorre no caso do arco elétrico estabelecido no ar.

Assim, o dispositivo pode ser muito eficaz para reduzir o número de desligamentos não programados da linha, decorrentes de descargas atmosféricas. Seu uso, segundo uma abordagem consistente de proteção, pode resultar no aumento da confiabilidade das linhas consideradas e na melhoria da qualidade da energia [Visacro *et al.*, 2018a].

O dispositivo para-raios é representado por um elemento de resistência não linear, conforme ilustra a curva tensão *versus* corrente (curva $V \times I$) da Figura 3.2. Em uma situação normal de funcionamento do sistema, o dispositivo funciona como um circuito aberto. Entretanto, durante a ocorrência de um surto, a tensão nos terminais do para-raios cresce e, posteriormente, permanece praticamente constante e inferior à tensão máxima suportável pela cadeia de isoladores, mesmo com valores elevados da corrente de surto [Visacro *et al.*, 2020]. Cada categoria de para-raios tem uma curva $V \times I$ específica, que varia, ainda, consoante o fabricante e o nível de tensão da linha. A curva $V \times I$ da Figura 3.2 representa especificamente a curva típica de um para-raios instalado em um sistema de transmissão de 138 kV, obtida a partir dos dados que constam no catálogo do fabricante [Siemens, 2019].

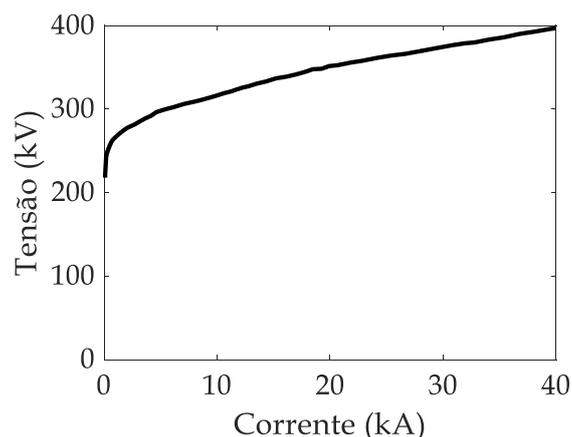


Figura 3.2 – Curva V x I característica do para-raios utilizado em um sistema de 138 kV.

A curva V x I caracteriza o comportamento não linear do para-raios. Assim, por meio da definição da curva V x I do dispositivo, é possível usar um modelo para descrever o comportamento do dispositivo no programa computacional desenvolvido para cálculo de transitórios no domínio do tempo.

No código computacional que implementa a modelagem desenvolvida no domínio do tempo, para inserir o dispositivo para-raios, cria-se um segmento entre a estrutura e o condutor-fase que se deseja proteger. Ao segmento, que corresponde à representação do dispositivo para-raios, atribui-se, apenas, uma corrente longitudinal. Esta constitui-se na parcela da corrente de surto que flui pelo segmento em direção à fase, quando o dispositivo é acionado, num percurso paralelo ao da cadeia de isoladores à qual o dispositivo para-raios está conectado. Para tornar nula a corrente transversal desse segmento, atribui-se um valor muito elevado para o respectivo elemento próprio da matriz de acoplamento transversal, expresso pela relação entre tensão e corrente. Os coeficientes de acoplamento mútuo das matrizes de acoplamento transversal e longitudinal são assumidos como zero. O coeficiente de acoplamento longitudinal próprio é obtido da curva V x I, pelo quociente dos valores instantâneos entre a tensão e corrente, calculado no instante de tempo da corrente referente ao passo anterior da interação.

3.5 Aplicação do casamento de impedâncias

No estudo do comportamento transitório em sistemas de energia elétrica, uma das dificuldades enfrentadas nas simulações é a dimensão de tais sistemas, que podem ter muitos quilômetros de extensão. A representação do sistema requereria um enorme número de segmentos e implicaria grande esforço de processamento computacional. Assim, para reduzir esse esforço, a análise é realizada em apenas parte limitada do sistema. Entretanto, a consideração de apenas parte do sistema implicaria a existência de descontinuidades de condutores nos limites desta parte, que ensejariam efeitos de reflexões indesejados. A solução adotada para evitar tais efeitos consiste na realização do casamento de impedâncias dos condutores aéreos, capaz de promover uma equivalente continuidade da rede elétrica, que elimina (ou minimiza) as ondas de tensão e corrente refletidas nas extremidades da linha [Soares Júnior, 2001].

Neste contexto, são feitas modificações nas matrizes de acoplamento, longitudinal e transversal, do sistema analisado, acrescentando novos elementos para promover o casamento e cancelar as reflexões nas extremidades dos cabos aéreos do sistema simulado. Tais modificações estão associadas à consideração das impedâncias de surto próprias e mútuas posicionadas nas extremidades dos condutores aéreos.

Os novos elementos que representam o casamento são denominados segmentos fictícios, pois não são segmentos físicos que fazem parte da estrutura do sistema, isto é, esses segmentos fictícios não são inseridos fisicamente na configuração do sistema, são, apenas, elementos acrescentados nas matrizes de acoplamento para evitar reflexões quando se analisa parte do sistema em questão.

Para melhor entendimento de como obter os valores dos acoplamentos referentes ao casamento de impedâncias, é exemplificado um caso da extremidade de uma linha com três cabos aéreos ($n_{cable} = 3$).

3.5.1 Exemplo de aplicação

Inicialmente, calculam-se as impedâncias de surto entre os condutores de linha, por meio da equação (3.9):

$$Z_{ij} = 60 \cdot \ln\left(\frac{r'_{ij'}}{r_{ij}}\right) \quad (3.9)$$

Para o cálculo da impedância de surto própria, faz-se $r_{jj} = a_j$ e $r'_{jj'} = 2z_j$. As dimensões usadas no cálculo de Z_{ij} são apresentadas na Figura 3.2.

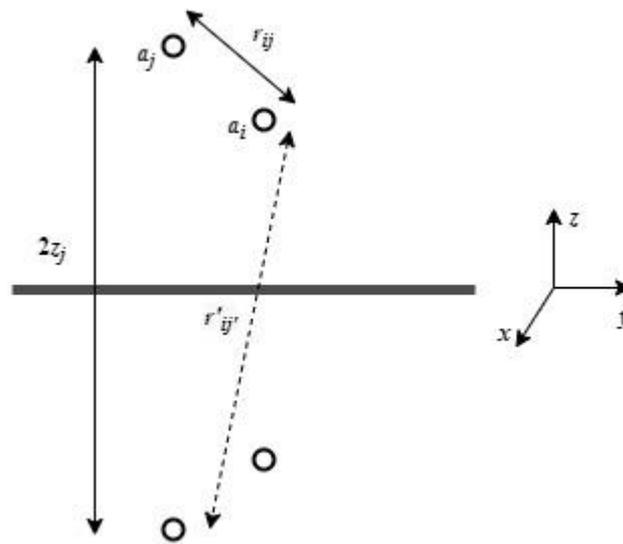


Figura 3.3– Dimensões para o cálculo das impedâncias de surto dos condutores de linha.

A partir de Z_{ii} e Z_{ij} , forma-se a matriz de impedância de surto $[Z]$. Assim, é possível obter a matriz de admitância de surto, definida como:

$$[Y] = [Z]^{-1} = \begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{12} & Y_{13} \\ Y_{21} & Y_{22} & Y_{23} \\ Y_{31} & Y_{32} & Y_{33} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

sendo ambas as matrizes, simétricas. Os elementos da matriz de admitância de surto irão compor o circuito ilustrado na Figura 3.4.

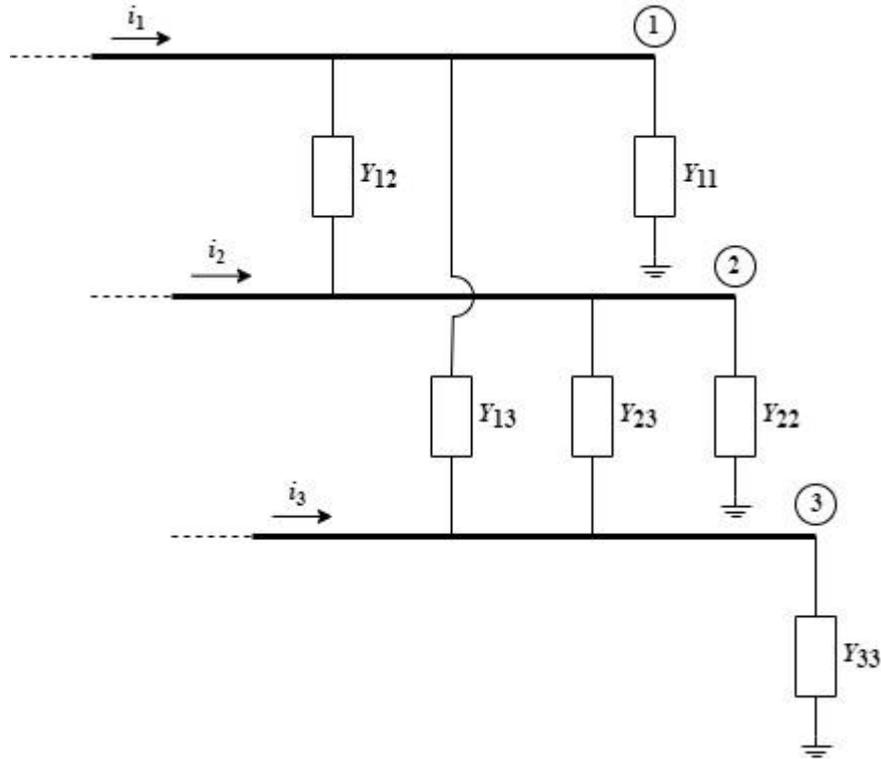


Figura 3.4 - Circuito equivalente do sistema em análise para uma linha com três cabos.

Aplicando as equações nodais nos três nós do circuito, tem-se:

$$i_1 = Y_{12} \cdot (\vartheta_1 - \vartheta_2) + Y_{13} \cdot (\vartheta_1 - \vartheta_3) + Y_{11} \cdot \vartheta_1 \quad (3.11)$$

$$i_2 = Y_{12} \cdot (\vartheta_2 - \vartheta_1) + Y_{23} \cdot (\vartheta_2 - \vartheta_3) + Y_{22} \cdot \vartheta_2 \quad (3.12)$$

$$i_3 = Y_{13} \cdot (\vartheta_3 - \vartheta_1) + Y_{23} \cdot (\vartheta_3 - \vartheta_2) + Y_{33} \cdot \vartheta_3 \quad (3.13)$$

Agrupando-se os termos das equações e colocando-os na forma matricial, as equações do circuito podem ser reescritas na forma compacta $[\mathbf{i}] = [\mathbf{Y}_M][\boldsymbol{\vartheta}]$, sendo $[\mathbf{Y}_M]$ a matriz de admitância modificada, em que:

$$\begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} + Y_{12} + Y_{13} & -Y_{12} & -Y_{13} \\ -Y_{12} & Y_{12} + Y_{22} + Y_{23} & -Y_{23} \\ -Y_{13} & -Y_{23} & Y_{13} + Y_{23} + Y_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vartheta_1 \\ \vartheta_2 \\ \vartheta_3 \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

Para realização do casamento na extremidade da linha com três cabos, são inseridos seis novos segmentos fictícios. Dentre esses seis segmentos, três deles são fontes apenas de corrente transversal, que são numerados como sendo os segmentos 1, 4 e 6. Cada segmento fonte de corrente transversal é inserido do cabo condutor para a terra. Os outros três (segmentos 2, 3 e 5) são fontes de corrente longitudinal. Cada segmento fonte de corrente longitudinal é conectado entre dois

condutores. Não é considerado o acoplamento mútuo entre esses novos segmentos fictícios.

Na construção da matriz de acoplamento transversal do casamento $[\mathbf{K}_{\text{T CAS}}]$, os acoplamentos transversais próprios dos segmentos 1, 4 e 6 são calculados invertendo os elementos da diagonal principal da matriz $[\mathbf{Y}_{\text{M}}]$. Os acoplamentos transversais próprios dos segmentos 2, 3 e 5 são considerados de valor elevado para garantir que as correntes transversais nesses segmentos fictícios sejam praticamente nulas, desprezando o efeito transversal. Os acoplamentos mútuos são zerados. Assim, a matriz $[\mathbf{K}_{\text{T CAS}}]$ para o exemplo em questão é formada por:

$$[\mathbf{K}_{\text{T CAS}}] = \begin{bmatrix} \frac{1}{Y_{11}+Y_{12}+Y_{13}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 10^{10} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 10^{10} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{Y_{12}+Y_{22}+Y_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 10^{10} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{Y_{13}+Y_{23}+Y_{33}} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

Na matriz de acoplamento longitudinal do casamento $[\mathbf{K}_{\text{L CAS}}]$, os acoplamentos longitudinais próprios dos segmentos 2, 3 e 5 são obtidos invertendo os elementos acima da diagonal principal da matriz $[\mathbf{Y}_{\text{M}}]$. Para desconsiderar o efeito longitudinal nos segmentos 1, 4 e 6, os elementos da matriz que representam os acoplamentos longitudinais próprios em tais segmentos fictícios são igualados a zero, tornando nulas as quedas de tensão nesses segmentos. Os acoplamentos mútuos entre os segmentos fictícios são iguais a zero. Logo, a matriz $[\mathbf{K}_{\text{L CAS}}]$ é dada por:

$$[\mathbf{K}_{\text{L CAS}}] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{Y_{12}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{Y_{13}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{Y_{23}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Essas matrizes independentes $[\mathbf{K}_{TCAS}]$ e $[\mathbf{K}_{LCAS}]$, após serem calculadas, são integralizadas nas matrizes de acoplamento transversal e longitudinal do sistema. Para isso, os acoplamentos mútuos dos segmentos fictícios do casamento com os demais segmentos que compõem o sistema são zerados.

3.6 Representação do aterramento por parâmetros concentrados

Nas aplicações de proteção contra descargas atmosféricas é comum a representação dos eletrodos de aterramento pelas suas respectivas impedâncias impulsivas (correspondente a correntes representativas de primeira descarga ou descarga subsequente) ou resistências de aterramento. Ademais, particularmente na representação dos eletrodos de aterramento de pé de torre de linhas de transmissão, há trabalhos na literatura científica [Visacro, 2018c], que demonstram que a representação desses eletrodos por sua impedância impulsiva (para uma corrente representativa de primeira de descarga) gera resultados de desempenho da torre frente a descargas equivalentes àqueles obtidos quando se adota representação física dos eletrodos. Assim, há interesse em habilitar o modelo no domínio do tempo à representação dos eletrodos por meio de sua impedância de impulsiva de aterramento ou resistência equivalente.

Esse cenário ensejou prover, na ferramenta computacional desenvolvida para implementação do modelo, um recurso para representação do aterramento por meio de resistências equivalentes à impedância impulsiva ou à resistência de baixa frequência. Para tal, na modelagem são constituídos elementos específicos (segmentos) para representar os aterramentos. Nesses elementos se consideram apenas os efeitos próprios transversais. Desse modo, para cada resistência, insere-se um segmento no solo, que atua apenas como fonte de corrente transversal. O coeficiente de acoplamento transversal próprio recebe o valor da impedância impulsiva (ou da equivalente resistência de aterramento). Para tornar nulo o efeito longitudinal, considera-se o elemento próprio correspondente da matriz de acoplamento longitudinal igual a zero. Assim, torna-se nula a queda de tensão ao

longo desse segmento. Considera-se não existir acoplamento entre o segmento correspondente a tal resistência concentrada e os demais segmentos. Dessa forma, os coeficientes mútuos das matrizes de acoplamento transversal e longitudinal são assumidos como zero.

3.7 Caracterização da velocidade de propagação

Neste trabalho buscou-se a concepção e desenvolvimento de um modelo expresso no domínio do tempo para cálculo eficiente de transitórios, que contemplasse fenômenos não lineares e, também, tivesse em conta efeitos associados à frequência. Para assegurar sua eficiência em termos de tempo de processamento, um modelo com tais características requer importantes simplificações. O alcance de um balanço entre tal eficiência de processamento e um nível seguro de exatidão foi perseguido pelo extensivo desenvolvimento de uma sistemática análise de sensibilidade, na qual busca-se identificar a relevância dos diversos fatores de influência na qualidade dos resultados providos pelo modelo por comparação destes com os resultados gerados pelo HEM em ampla variedade de condições analisadas (simuladas). Assim, procedeu-se à exaustiva avaliação da análise do impacto dos vários fatores que influenciam na resposta transitória dos tipos de sistemas físicos em análise. Este tipo de realização possibilitou identificar, neste tipo de modelo quando aplicado a problemas relacionados a descargas atmosféricas, que o principal fator responsável por tal qualidade consistia nas matrizes de acoplamento entre os elementos do sistema.

Neste contexto, para expressar o comportamento associado aos efeitos de propagação no modelo no domínio do tempo, optou-se pelo parâmetro velocidade de propagação das ondas eletromagnéticas no meio v_{prop} . O atraso de tempo entre a ocorrência do distúrbio eletromagnético num elemento do sistema físico (expresso pela corrente e potencial associado) e a observação de seu efeito num ponto distante do sistema, descrito pelas equações (2.8) e (2.9), implica a distorção das ondas de corrente e tensão que se propagam. Assim, os parâmetros que

definem a distorção dessas ondas estão associados a tal velocidade, como descrito pela equação (3.17) por [Machado, 2013]:

$$v_{prop} = \frac{1}{\sqrt{\mu\varepsilon} \sqrt{1 + \frac{1}{2} \left[\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\omega\varepsilon}\right)^2 + 1} - 1 \right]}} \quad (3.17)$$

Analisando a equação anterior para o caso em que é aplicado um sinal impulsivo ao sistema, têm-se diferentes velocidades de propagação das várias componentes de frequência do sinal. Para solicitações por correntes elétricas de espectro de frequências amplo, a dificuldade se concentra em determinar a frequência e a velocidade de propagação em cada instante de tempo.

O cálculo das frequências mais relevantes é obtido por meio de aproximações da forma de onda da corrente injetada. Em cada instante de tempo, a corrente pode ser representada por uma senóide de amplitude I :

$$i(t) = I \sin(2\pi ft - \phi) \quad (3.18)$$

Por meio da derivada no tempo de $i(t)$, tem-se:

$$\frac{di(t)}{dt} = I \cos(2\pi ft - \phi) 2\pi f \rightarrow f = \frac{1}{2\pi} \frac{di(t)}{dt} \frac{1}{I \cos(2\pi ft - \phi)} \quad (3.19)$$

Aplicando a primeira relação fundamental da trigonometria, o cálculo da frequência, apenas em função de seno, é dado por:

$$f = \frac{1}{2\pi} \frac{di(t)}{dt} \frac{1}{I \sqrt{1 - \sin^2(2\pi ft - \phi)}} \quad (3.20)$$

Ao discretizar no tempo a equação anterior, a frequência de interesse, num dado instante t da corrente injetada $i(t)$, é determinada pela equação (3.21), onde n corresponde ao número da iteração atual, referente ao instante t , e $n - 1$ refere-se ao instante anterior $t - \Delta t$:

$$f = \frac{1}{2\pi} \frac{i^n - i^{n-1}}{\Delta t} \frac{1}{\sqrt{I^2 - \left(\frac{i^n + i^{n-1}}{2}\right)^2}} \quad (3.21)$$

Para formas de onda com apenas um pico, a amplitude I corresponde ao valor máximo da corrente, ou seja, a corrente de pico (I_p). Para as formas de onda com diversos picos, como é o caso de formas de onda típicas das primeiras descargas de retorno, há a necessidade de dividir tal forma de onda em trechos e calcular a amplitude I pela diferença dos valores da corrente máxima e mínima em cada trecho.

Inicialmente, para o cálculo das frequências, foram feitos testes considerando a forma de onda de corrente em cada segmento, fonte do distúrbio eletromagnético. Para isso, tal frequência deve ser calculada a cada instante de tempo (a cada interação), para os M segmentos dos condutores do sistema em análise, tarefa que impõe longo tempo de processamento. Posteriormente, testou-se a diferença nos resultados calculados se o cálculo da frequência fosse feito a cada instante, mas apenas para de onda da corrente injetada, ao invés da corrente de cada segmento, cuja forma variava no tempo. Os resultados mostraram que o cálculo da frequência apenas da forma de onda de corrente injetada gerava resultados satisfatórios, na determinação dos parâmetros de interesse para avaliação da resposta transitória do sistema, praticamente idênticos àqueles obtidos no procedimento mais laborioso. Optou-se, portanto, pelo cálculo das frequências a partir da forma de onda da corrente injetada, assegurando-se significativo ganho em tempo de processamento computacional.

Nas Figuras 3.5(a) e 3.5(b) é ilustrada a variação ao longo do tempo da velocidade de propagação da onda de corrente ao longo de eletrodos de um aterramento enterrados no solo, determinada segundo a metodologia apresentada anteriormente, que considera o cálculo da frequência apenas para a corrente injetada nos eletrodos. Consideram-se duas formas de onda triangulares: (i) onda lenta com tempo de frente de $4,0 \mu\text{s}$ e (ii) onda rápida com tempo de frente $1,0 \mu\text{s}$. Ambas as ondas triangulares têm tempo de meia onda de $50 \mu\text{s}$ e pico de 1 p.u. As velocidades são calculadas para três tipos de solo ($100 \Omega\text{m}$, $1000 \Omega\text{m}$ e $4000 \Omega\text{m}$), assumindo-se a hipótese de parâmetros elétricos do solo constantes e independentes da frequência.

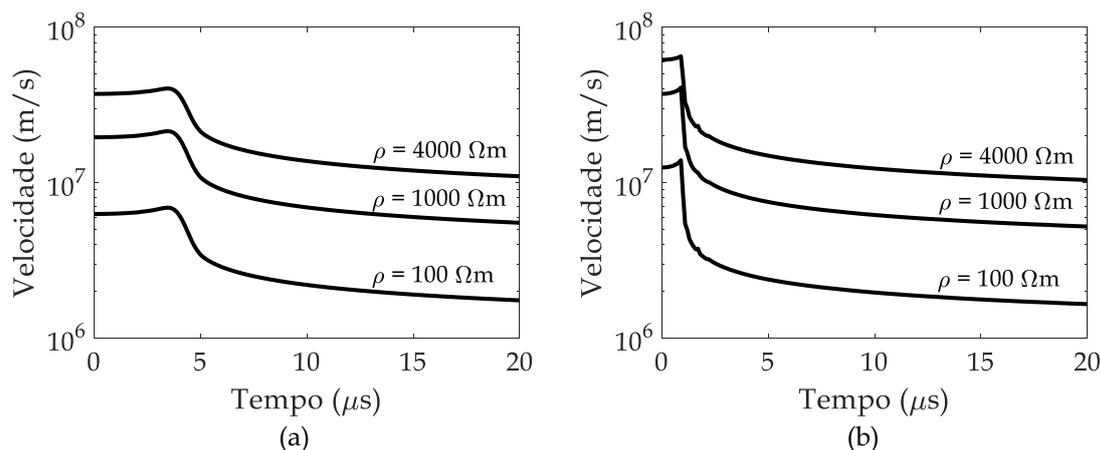


Figura 3.5 – Velocidades de propagação para ondas de corrente de forma triangular com tempos de frente iguais a (a) $4,0 \mu\text{s}$ e (b) $1,0 \mu\text{s}$, em solos de resistividade baixa, moderada e elevada.

Percebe-se que a diminuição da resistividade do solo, que naturalmente amplifica os efeitos de propagação, produz redução muito significativa da velocidade de propagação ao longo de todo o tempo considerado. Por exemplo, para a onda rápida de corrente, o valor máximo da velocidade para o solo de $4000 \Omega\text{m}$, em torno de $65,3 \text{ m}/\mu\text{s}$ reduz a $41,0 \text{ m}/\mu\text{s}$ e $14,0 \text{ m}/\mu\text{s}$, respectivamente para solos de resistividade de 1000 e $100 \Omega\text{m}$. Nota-se, também, que a velocidade de propagação se reduz abruptamente após o pico de corrente, para qualquer resistividade. Isto acontece porque as componentes de frequência mais elevadas da corrente estão associadas à frente de onda, enquanto as componentes de baixa frequência do espectro estão associadas à cauda da onda. Comparando-se as curvas da Figura 3.5(a) e da Figura 3.5(b), nota-se que as velocidades, para a onda rápida, são maiores na frente da onda, uma vez que as frequências representativas para essa onda têm amplitudes superiores, em relação àquelas associadas à onda de corrente lenta. Também é perceptível nessas curvas que, em solos de maior resistividade, têm-se velocidades de propagação maiores.

Por outro lado, para segmentos imersos no ar, não há a necessidade do cálculo das frequências e, conseqüentemente, das velocidades de propagação, pois conforme as características eletromagnéticas do ar ($\mu_{ar} = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H}/\text{m}$, $\varepsilon_{ar} = 8,85531 \times 10^{-12} \text{ F}/\text{m}$, $\sigma_{ar} = 0$), a velocidade de propagação independe da frequência, sendo constante e, aproximadamente, igual a $v_{prop} = 1/\sqrt{\mu_0\varepsilon_0}$, que é a velocidade da luz no vácuo.

3.8 Dependência dos parâmetros do solo com a frequência

Como já evidenciado experimental e teoricamente pela literatura internacional, o cálculo de qualidade da resposta de aterramentos frente a correntes associadas a fenômenos rápidos impõe o cômputo da dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo. Assim, a resistividade elétrica ρ_s e a permissividade elétrica ε_s desse meio físico devem ser tratados como parâmetros variáveis com a frequência, enquanto a permeabilidade magnética do solo μ_s , pode ser considerada constante e igual àquela do vácuo. A referência [Visacro et al., 2019] explica o efeito desta dependência da frequência dos parâmetros do solo, que definem a propagação no meio, e demonstra o seu impacto na resposta de sistemas elétricos submetidos a correntes de descargas. Também indica as alternativas para se ter em conta tal efeito. Uma modelagem que envolva a análise de sistemas elétricos, que inclua seus aterramentos, deve ter em conta tal comportamento de seus parâmetros para gerar resultados consistentes.

Neste trabalho, para ter em conta variação dos parâmetros com a frequência, adotaram-se as expressões (3.22) e (3.23) [Visacro e Alípio, 2012], que permitem estimar o valor de resistividade e permissividade para cada valor de f em função da resistividade de baixa frequência (100 Hz):

$$\rho_s = \rho_0 \{1 + [1.2 \times 10^{-6} \rho_0^{0.73}] [f - 100]^{0.65}\}^{-1} \quad (3.22)$$

$$\varepsilon_r = 7.6 \times 10^3 f^{-0.4} + 1 \quad (3.23)$$

Em (3.22), ρ_0 é a resistividade em baixa frequência, f é a frequência em Hz para a faixa de 100 Hz a 4 MHz. Em (3.23), ε_r é a permissividade relativa do solo, sendo que: $\varepsilon_s = \varepsilon_r \varepsilon_0$ e ε_0 é a permissividade elétrica no vácuo.

Assim como é feito para o cálculo da velocidade de propagação, a resistividade e a permissividade elétrica do solo são calculadas, dentro de certa ordem de aproximação, para cada instante de tempo, considerando a frequência representativa do trecho em questão, determinada com uso da equação (3.21).

3.9 Procedimento adotado na ferramenta computacional

Nesta seção são apresentados os passos seguidos na versão atual da ferramenta computacional na qual foi implementado o modelo desenvolvido para realizar avaliações quantitativas dos efeitos das descargas atmosféricas em sistemas elétricos, baseadas na determinação da distribuição dos potenciais, correntes e tensões ao longo do sistema.

O fluxograma a seguir, apresentado na Figura 3.6, ilustra a sequência de passos do procedimento de cálculo da ferramenta, sendo seguido de uma descrição objetiva de cada etapa envolvida.

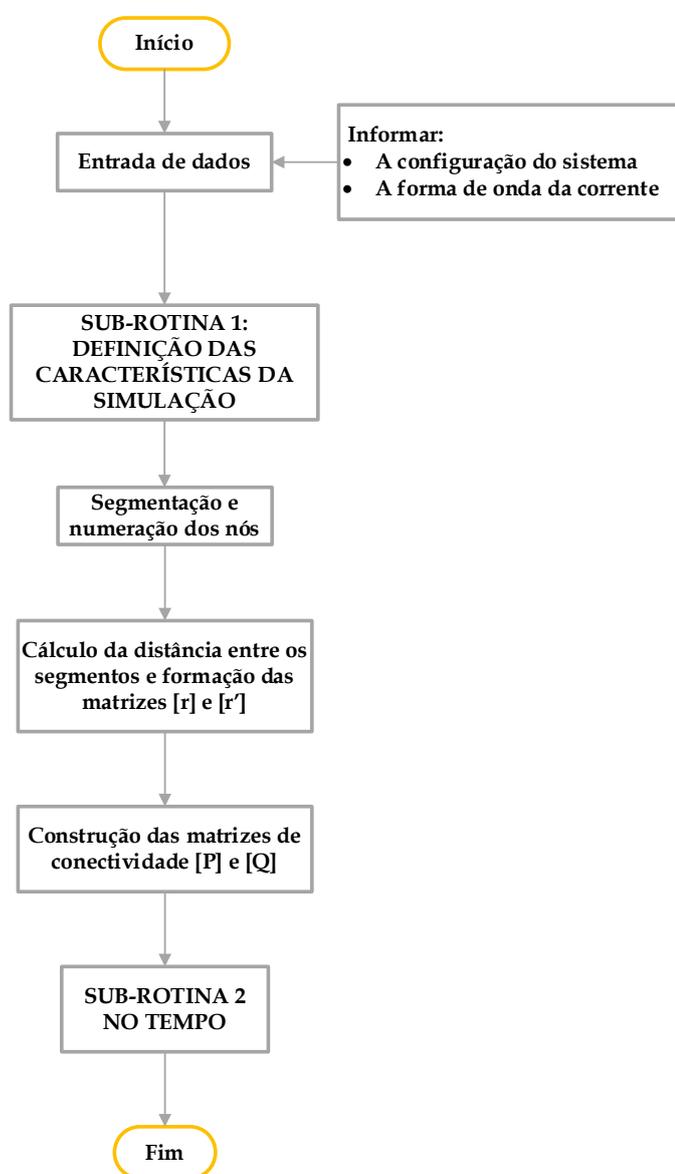


Figura 3.6(a) – Fluxograma com os passos do procedimento de cálculo da ferramenta computacional.

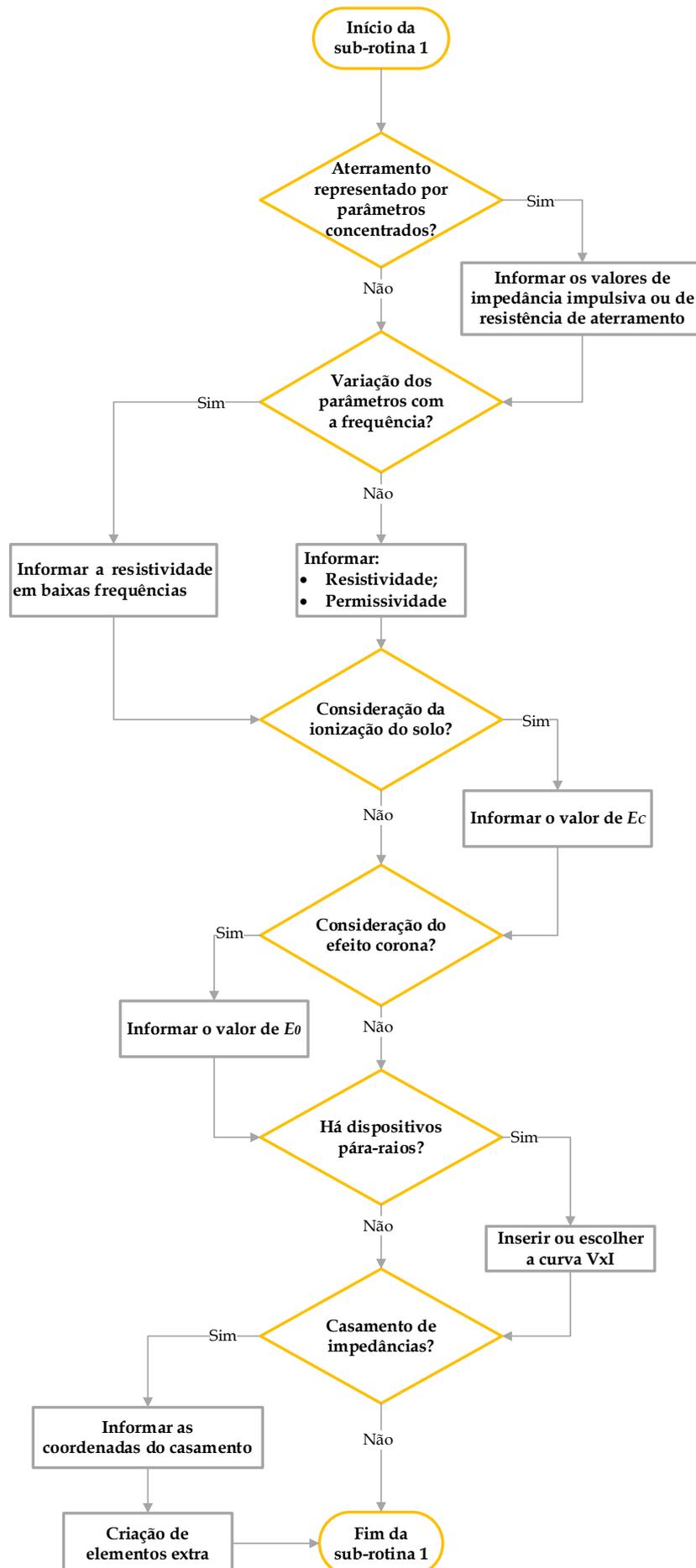


Figura 3.6(b) - Sub-rotina 1: Definição das características de simulação.

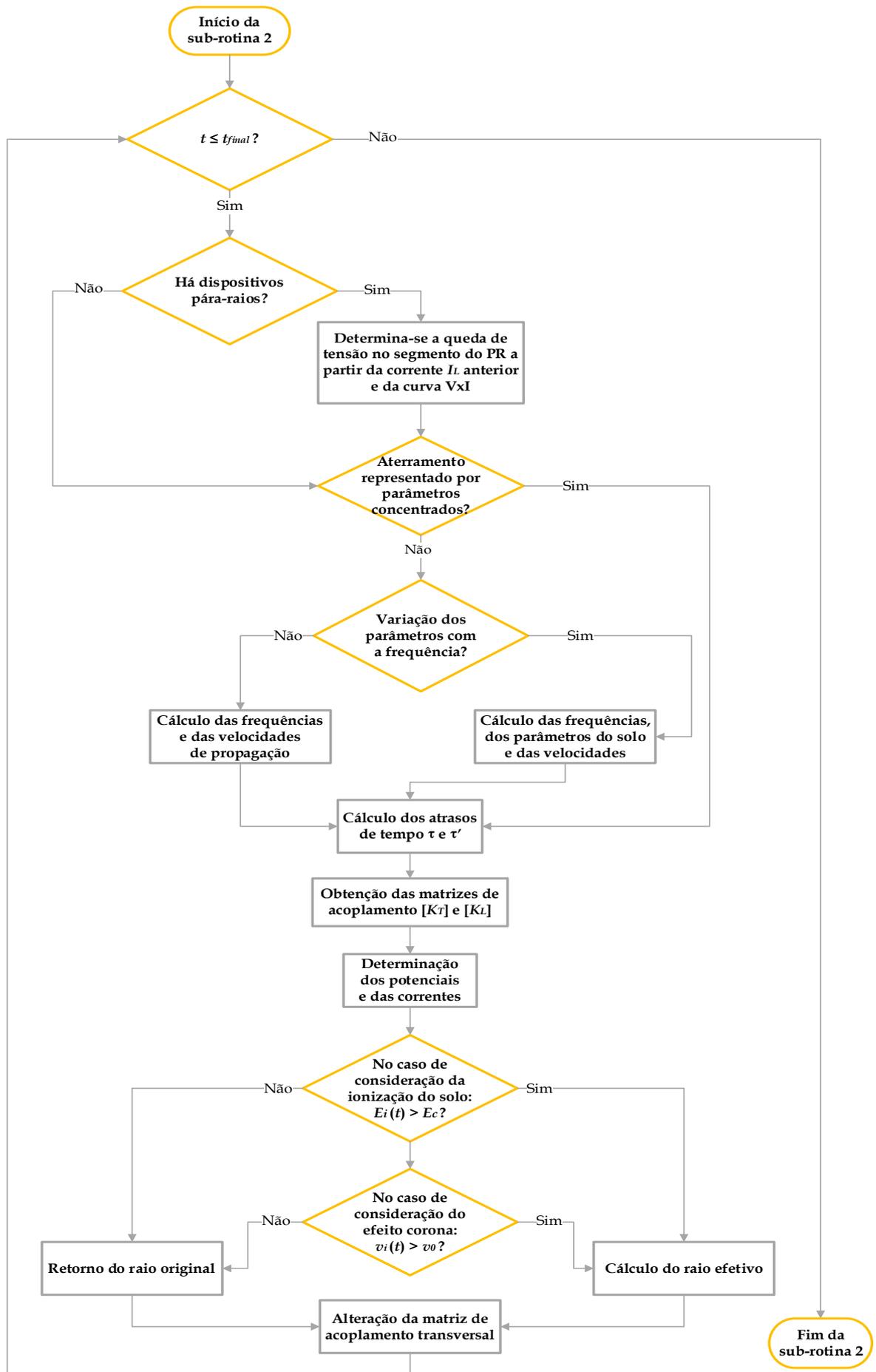


Figura 3.6(c) - Sub-rotina 2: Desenvolvimento a cada instante de tempo.

1. Entrada de dados

Na entrada de dados, o usuário descreve a configuração genérica das estruturas em três dimensões. Nessa descrição, informa-se a posição dos condutores, o número de segmentos em que cada condutor é dividido e o seu raio. Por meio da configuração, são analisados se há presença de para-raios, se há condutores no ar e/ou no solo, etc.

Se forem identificados condutores no solo, é necessário informar se é considerada a hipótese de parâmetros elétricos independentes ou dependentes da frequência e, em seguida, são solicitados os parâmetros elétricos do solo. No caso em que se quer representar o aterramento por resistências equivalentes concentradas, não são solicitados os parâmetros elétricos do solo, mas deve se informar a resistência de aterramento (ou impedância impulsiva).

No estudo em que há interesse em considerar o efeito de ionização do solo, o usuário informa para incluir tal efeito e ele pode inserir o valor do campo elétrico crítico ou escolher a opção de cálculo de E_{CR} pela equação (3.4).

Na investigação de desempenho de linhas de transmissão em que o efeito corona é considerado, o valor do campo elétrico crítico pode ser inserido ou optar pelo valor adotado neste trabalho.

Para configurações da estrutura em que são detectados dispositivos para-raios, o usuário tem a opção de inserir a curva $V \times I$ de interesse ou utilizar as curvas disponíveis na ferramenta.

Na condição em que se deseja simular parte do sistema e promover o casamento de impedâncias, são solicitadas as coordenadas inferior e superior de onde se aplicará tal casamento.

A coordenada de injeção e a corrente a ser injetada também devem ser informadas. O código apresenta algumas opções de representação de formas de onda: triangular e formas de onda similares as de descargas atmosféricas para as primeiras descargas de retorno e para as subsequentes. O usuário também pode definir a forma de onda desejada, inserindo os pontos de tempo e corrente.

2. Segmentação e numeração dos nós

A segmentação dos condutores e a numeração dos nós são feitas de forma automatizada. Uma função da ferramenta computacional realiza a segmentação, encontra os nós correspondentes e os numera.

3. Criação de elementos extra para o casamento de impedâncias, para os dispositivos para-raios e para as resistências concentradas

Em caso de necessidade de se realizar casamento de impedâncias nas extremidades da linha de comprimento muito grande, criam-se, novos elementos nas matrizes de acoplamento transversal e longitudinal referentes ao casamento.

Para a consideração de quando há dispositivo para-raios, é identificado um novo segmento físico referente a tal dispositivo. O mesmo é feito quando se representa o aterramento por meio de resistências concentradas.

4. Cálculo da distância dos segmentos

Em seguida, calculam-se as distâncias r_{ij} , entre os segmentos receptor i e emissor j , e r'_{ij} , entre o segmento receptor i e à imagem do segmento emissor j' , para a construção das matrizes de distância $[\mathbf{r}]$ e $[\mathbf{r}']$, respectivamente.

5. Construção das matrizes de conectividade

No próximo passo são obtidas as matrizes de conectividade $[\mathbf{P}]$ e $[\mathbf{Q}]$, que são utilizadas para relacionar o potencial escalar médio e a queda de tensão com os potenciais nodais e também para relacionar as correntes transversal e longitudinal com a(s) corrente(s) injetada(s).

6. Início da rotina no tempo

Neste passo inicia-se a rotina em $t = \Delta t$ até $t = t_{final}$. Quando é identificado dispositivo para-raios, em cada passo analisa-se a corrente que passa por ele no instante anterior e avalia a curva característica $V \times I$ para determinar o coeficiente de acoplamento longitudinal próprio.

6.1 Cálculo das frequências, dos parâmetros do solo e da velocidade

Ao se representar o aterramento de forma distribuída, em que se conhecem os parâmetros elétricos do solo em baixas frequências e a geometria do aterramento, é necessário o cálculo da frequência representativa, para cada intervalo, da forma de onda da corrente injetada para, assim, determinar a resistividade e a permissividade, quando essas variam com a frequência, e, também, calcular a atenuação e a velocidade de propagação em cada instante de tempo.

6.2 Obtenção das matrizes de distância e de acoplamento dos segmentos

Calculam-se os coeficientes k_{Tij} e k_{Lij} entre os segmentos receptor i e emissor j para a formação das matrizes coeficiente de acoplamento transversal e longitudinal $[\mathbf{K}_T]$ e $[\mathbf{K}_L]$. Também são obtidas as matrizes $[\mathbf{K}'_T]$ e $[\mathbf{K}'_L]$ referentes às imagens. Em seguida, são separados os elementos próprios (instantâneos) e mútuos (retardados).

6.3 Cálculo dos potenciais médios, das quedas de tensão, dos potenciais nodais e das correntes transversais e longitudinais

Para compor o sistema de equações lineares, é construída a matriz $[\mathbf{A}]$. Tal sistema é representado por: $[\mathbf{A}] \cdot [\mathbf{X}] = [\mathbf{B}]$, em que $[\mathbf{B}]$ é matriz de termos independentes do sistema e $[\mathbf{X}]$ é matriz de incógnitas (solução do sistema), formada pelos vetores $[\mathbf{v}^n]$, $[\Delta \mathbf{v}^n]$, $[\boldsymbol{\psi}^n]$, $[\mathbf{i}_T^n]$ e $[\mathbf{i}_L^n]$. Em $t = 0$, as incógnitas são inicializadas como sendo nulas. A matriz $[\mathbf{A}]$ é formada pelos coeficientes das incógnitas das equações (2.13), (2.17), (2.20), (2.21) e (2.22). Assim, por meio das cinco equações, obtém-se:

$$[\mathbf{A}] = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{M \times M} & \mathbf{0}_{M \times M} & \mathbf{0}_{M \times N} & -\mathbf{K}_{TS_{M \times M}} & \mathbf{0}_{M \times M} \\ \mathbf{0}_{M \times M} & \mathbf{I}_{M \times M} & \mathbf{0}_{M \times N} & \mathbf{0}_{M \times M} & -\mathbf{K}_{LS_{M \times M}} \\ \mathbf{I}_{M \times M} & \mathbf{0}_{M \times M} & -\mathbf{P}_{M \times N} & \mathbf{0}_{M \times M} & \mathbf{0}_{M \times M} \\ \mathbf{0}_{M \times M} & \mathbf{I}_{M \times M} & -\mathbf{Q}_{M \times N} & \mathbf{0}_{M \times M} & \mathbf{0}_{M \times M} \\ \mathbf{0}_{N \times M} & \mathbf{0}_{N \times M} & \mathbf{0}_{N \times N} & \mathbf{P}_{N \times M}^T & \mathbf{Q}_{N \times M}^T \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

em que \mathbf{I} é a matriz identidade e $\mathbf{0}$ é a matriz nula. Após calcular os atrasos e selecionar potenciais médios do instante anterior e as correntes transversal e

longitudinal atrasadas, calcula-se o vetor $[\mathbf{B}]$, composto pelos termos independentes:

$$[\mathbf{B}] = \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{1M \times 1} \\ \mathbf{B}_{2M \times 1} \\ \mathbf{0}_{M \times 1} \\ \mathbf{0}_{M \times 1} \\ \mathbf{i}^n_{N \times 1} \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

sendo que:

$$\mathbf{B}_1 = \frac{\frac{\varepsilon}{\Delta t}}{\frac{1}{\rho} + \frac{\varepsilon}{\Delta t}} [v^{n-1}(t)] + [\mathbf{K}_{TM}] [i_T^n(t - \tau)] + c_r [\mathbf{K}'_{TM}] [i_T^n(t - \tau')] \quad (3.17)$$

$$\mathbf{B}_2 = -[\mathbf{K}_{LS}] [i_L^{n-1}(t)] + [\mathbf{K}_{LM}] \{ [i_L^n(t - \tau)] - [i_L^{n-1}(t - \tau)] \} + [\mathbf{K}'_{LM}] \{ [i_L^n(t - \tau')] - [i_L^{n-1}(t - \tau')] \} \quad (3.18)$$

Assim, é possível obter a solução geral em cada instante de tempo, que retorna o seguinte vetor de incógnitas:

$$[\mathbf{X}] = \begin{bmatrix} v^n \\ \Delta v^n \\ \psi^n \\ i_T^n \\ i_L^n \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

6.4 Avaliação do processo de ionização do solo

Na simulação em que se considera o fenômeno de ionização do solo em cada instante de tempo de cálculo, calcula-se o campo elétrico na superfície de todos os segmentos. Para os segmentos em que $E_i^n(t) > E_{CR}$, o novo raio equivalente é determinado pela equação (3.3) e será atribuído para o próximo instante de tempo na alteração da matriz $[\mathbf{K}_T]$. Se no segmento i , $E_i^n(t) \leq E_{CR}$, o raio efetivo recebe valor do raio original do segmento para o cálculo da matriz $[\mathbf{K}_T]$ no tempo de cálculo $t + \Delta t$.

6.5 Avaliação do efeito corona

Ao considerar o efeito corona, em cada passo de tempo, compara-se o potencial médio de cada segmento do cabo de blindagem e a sobretensão de início

de corona. Se $v_i^n(t) > v_0$, calcula-se o raio efetivo pela equação (3.8) e o valor de $k_{T_{ii}}$ é atualizado na matriz $[\mathbf{K}_T]$.

3.10 Considerações finais

No atual capítulo, inicialmente foram descritos recursos adicionais importantes incluídos na ferramenta computacional na qual se implementou o modelo desenvolvido. Tais recursos são importantes para conferir generalidade à aplicação do modelo. Na parte final do capítulo, foi descrito o procedimento de cálculo implementado na ferramenta computacional, denotando-se particularmente a inserção de uso dos recursos mencionados nesse procedimento, para fins de aplicação em estudos relativos ao desempenho de sistemas de energia submetidos a correntes impulsivas, como as correntes de retorno de descargas atmosféricas.

No próximo capítulo, são apresentados resultados obtidos em diferentes tipos de aplicação do modelo, a partir do uso da ferramenta computacional desenvolvida. Tais resultados servem à validação do modelo proposto e, em alguns casos, foram explorados para realizar análises de sensibilidade que mostram os efeitos de certos fatores na resposta do sistema, como nas seções que tratam especificamente da resposta dos aterramentos elétricos e do impacto do efeito corona no desempenho de linhas de transmissão.

4. Aplicações da modelagem no domínio do tempo em aterramentos elétricos

4.1 Introdução

No capítulo 2, foi desenvolvida a formulação do modelo eletromagnético no domínio do tempo para cálculo da resposta transitória de sistemas elétricos submetidos a correntes impulsivas, notadamente as de descargas atmosféricas. O modelo foi implementado na forma de uma ferramenta computacional e, no capítulo 3, foram apresentados recursos incorporados à ferramenta para conferir-lhe maior generalidade de aplicação e eficiência de processamento.

A etapa seguinte de desenvolvimento do trabalho consiste na validação do modelo por meio da comparação de seus resultados com aqueles considerados de referência (resultados experimentais ou providos por modelos de qualidade comprovada). Na sequência pode-se aplicar efetivamente o modelo em condições variadas para análise de comportamento do sistema elétrico ou componente em teste e verificar-se a consistência física dos seus resultados.

Seguindo esta abordagem, neste texto agruparam-se em dois capítulos distintos as realizações relativas à validação e aplicação do modelo para cálculo da resposta a solicitações transitórias do tipo das decorrentes de descargas atmosféricas. O primeiro capítulo considera aplicações em aterramentos elétricos e o segundo em linhas de transmissão. Estes dois campos de aplicação foram escolhidos não apenas pela relevância destes para a engenharia de proteção contra descargas atmosféricas, mas, também, por envolverem uma ampla gama de efeitos, cuja consideração requer o uso de todos os recursos do modelo e respectiva da ferramenta computacional, cuja qualidade pode então ser avaliada.

Este capítulo é dedicado à avaliação e aplicação do modelo no cálculo da resposta transitória de aterramentos elétricos.

4.2 Metodologia de desenvolvimento

Na seção 4.2.1, são apresentadas as configurações de aterramento simuladas para validação do modelo e análises de sensibilidade. A seção 4.2.2, apresenta as formas de onda utilizadas nas simulações deste trabalho. Apenas nas avaliações referentes ao efeito de ionização do solo foi necessário usar forma de onda diferente. Para comparação de resultados fez-se necessário usar-se a mesma forma de onda de corrente utilizada nos ensaios que proveram os resultados experimentais usados como referência. Na seção 4.2.3, são definidos parâmetros de interesse para estudo do comportamento de sistemas de aterramento submetidos a correntes impulsivas.

4.2.1 Configurações de aterramento nas simulações

No modelo desenvolvido neste trabalho, é possível representar arranjos genéricos dos eletrodos de aterramentos. Neste capítulo, são analisadas as respostas dos arranjos de aterramento ilustrados na Figura 4.1.

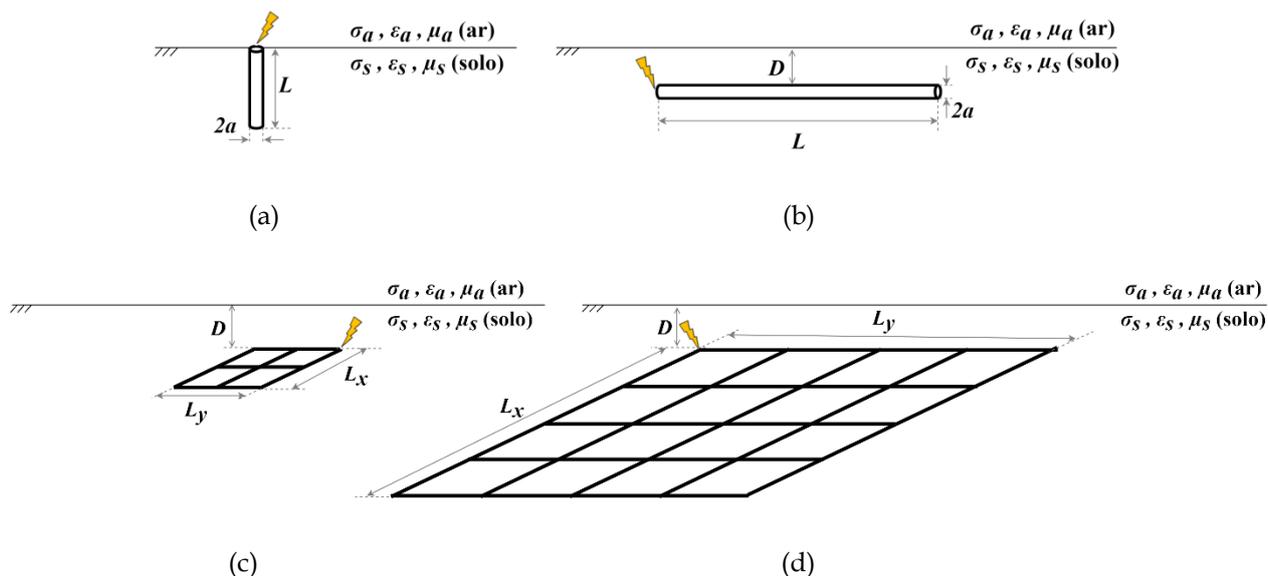


Figura 4.1 - Arranjos de aterramento simulados: (a) haste vertical, (b) eletrodo horizontal, (c) malha quadrada com quatro reticulados e (d) malha quadrada com dezesseis reticulados.

Para configuração de haste vertical, Figura 4.1(a), são avaliados os comprimentos de 2,5 e 5 m. Para eletrodos horizontais, Figura 4.1(b), os

comprimentos utilizados nas simulações são de 20 e 40 m. As figuras 4.1(c) e 4.1(d) representam as malhas testadas, de dimensões $10 \times 10 \text{ m}^2$ (com reticulados de $5 \times 5 \text{ m}^2$) e $40 \times 40 \text{ m}^2$ (com reticulados de $10 \times 10 \text{ m}^2$). Em todos os casos, os eletrodos têm raio de 1 cm e, no caso dos eletrodos horizontais, estes estão enterrados no solo a uma profundidade de 0,5 m.

4.2.2 Formas de onda da corrente injetada

As formas de onda de corrente injetada nos arranjos de eletrodos, que foram utilizadas na aplicação do modelo, são mostradas na Figura 4.2. Estas correspondem a ondas representativas de correntes de primeira descarga e de descarga subsequente referentes às medições realizadas por K. Berger em Monte San Salvatore (MSS), na Suíça [Visacro, 2004], [Conti e Visacro, 2007], [Silveira e Visacro, 2009]. Além da representatividade de suas formas, tais ondas reproduzem os parâmetros medianos de amplitude de corrente (primeiro e segundo picos), de tempo (tempos de frente Td30 e Td10 e tempo de meia onda) e da derivada máxima de corrente.

Note que a forma de onda de duplo pico da Figura 4.2(a) apresenta uma concavidade pronunciada na frente da onda, seguida de um crescimento abrupto a partir do instante correspondente aproximadamente à metade do primeiro pico. Estas são características típicas de uma primeira descarga. Por outro lado, a forma de onda da corrente subsequente é relativamente suave, possui a frente de onda mais rápida, apresenta um único pico e amplitude da ordem de um terço daquela da primeira descarga de retorno.

Os pontos de injeção dessas correntes nos arranjos de aterramento simulados são mostrados na Figura 4.1.

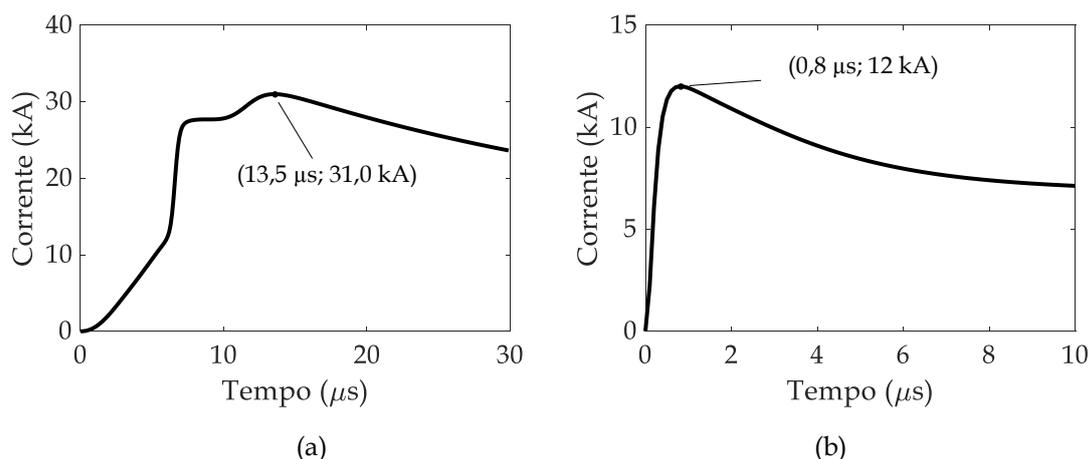


Figura 4.2 - Representação das formas de onda de corrente típicas (a) da primeira descarga e (b) da descarga subsequente com parâmetros medianos de correntes medidas no MSS. Adaptado de [Silveira e Visacro, 2009].

4.2.3 Consideração sobre os parâmetros utilizados nas análises

Nos estudos da resposta impulsiva de aterramentos elétricos, recorre-se a certos parâmetros capazes de caracterizar o comportamento físico do aterramento. No domínio do tempo, os principais parâmetros de interesses práticos são: a elevação de potencial no aterramento, a impedância impulsiva, o coeficiente de impulso, o comprimento efetivo e a área efetiva.

A elevação de potencial no aterramento (GPR - *Grounding Potential Rise*) equivale ao potencial no nó de injeção da corrente e ilustra o perfil da forma de onda da sobretensão resultante nesse nó ao longo do tempo.

A impedância impulsiva de aterramento (Z_p), dada pela relação entre o valor de pico do GPR e o valor de pico da corrente injetada, é um parâmetro utilizado para representar de forma concisa a resposta de um sistema de aterramento submetido a surtos atmosféricos. Conhecendo-se esse parâmetro, é possível estimar o valor máximo da sobretensão resultante no ponto de injeção da corrente de descarga ao multiplicar Z_p pelo valor máximo dessa corrente.

O coeficiente de impulso (I_C) é dado pela razão entre a impedância impulsiva e a resistência de aterramento em baixas frequências, ($I_C = Z_p/R_{LF}$). Dada a dificuldade de se implementar a medição direta da impedância impulsiva

de aterramento, é comum deduzir seu valor a partir do valor da resistência de aterramento medida a baixa frequência.

Outro conceito relevante para as análises da resposta transitória do aterramento consiste no comprimento efetivo do eletrodo (ℓ_{ef}). Tal comprimento corresponde ao comprimento máximo, a partir do qual um aumento adicional no comprimento do eletrodo não mais implica na redução da impedância impulsiva de aterramento. Este limiar é definido pelo nível de atenuação da onda de corrente que se propaga ao longo do eletrodo. Quando se alcança tal limiar, a atenuação das componentes de alta frequência da corrente já foi tão intensa, que a impedância impulsiva deixa de diminuir. Observa-se que a resistência de baixa frequência do eletrodo continua diminuindo com o aumento adicional de seu comprimento.

Partindo-se do conceito de comprimento efetivo, que é aplicado para eletrodo horizontal ou haste vertical, pode se pensar no conceito de uma área efetiva quando a configuração que se analisa são malhas de aterramento. A área efetiva (A_{ef}) corresponde à condição limite de aumento de área coberta pela malha, a partir da qual o seu aumento não implica redução a impedância impulsiva.

Após realçar os principais parâmetros que descrevem o comportamento impulsivo de aterramentos, apresentam-se resultados obtidos por meio da aplicação do modelo a aterramentos elétricos.

4.3 Comparação com Modelo Eletromagnético Híbrido

Nesta seção, busca-se validar o modelo. Para tanto, a elevação de potencial no aterramento de diferentes arranjos de eletrodos e distintas condições de solo é calculada com uso da ferramenta computacional na qual o modelo foi implementado. As correspondentes curvas de GPR são comparadas com aquelas obtidas a partir da simulação da mesma condição com uso do HEM. Por ser um

modelo consolidado pela literatura, validado a partir de dados experimentais, os resultados providos por este modelo podem servir de referência para aferição dos resultados do modelo no domínio do tempo.

Para as avaliações relativas a aterramentos elétricos, foram assumidas duas condições do solo: parâmetros independentes da frequência (correspondentes resultados e análises apresentados na seção 4.3.1) e parâmetros dependentes da frequência (avaliações descritas na seção 4.3.2).

Na seção 4.3.3, são analisados os efeitos de atenuação e distorção ao avaliar os potenciais no nó de injeção e na extremidade oposta do eletrodo, considerando a dependência da frequência e comparando-se com as curvas obtidas no HEM.

Neste primeiro momento, o efeito não linear de ionização do solo não é considerado. Sua abordagem é deixada especificamente para a seção 4.4.

4.3.1 Elevação do potencial no aterramento para parâmetros do solo independentes da frequência

Para as configurações de haste, eletrodo e malha, são ilustradas as curvas de elevação de potencial no aterramento ao longo do tempo com parâmetros constantes de solos de resistividade baixa ($100 \Omega\text{m}$), moderada ($500 \Omega\text{m}$ e $1000 \Omega\text{m}$) e elevada ($2000 \Omega\text{m}$ e $4000 \Omega\text{m}$). O valor da permissividade relativa adotado nas simulações é de $\epsilon_r = 15$.

Na comparação designam-se os resultados obtidos do modelo no domínio do tempo por HEM-TD, mantendo-se a designação HEM para os resultados obtidos desse modelo no domínio da frequência e convertidos para o domínio do tempo por transformada inversa de Fourier.

- **Haste vertical**

As Figuras 4.3 e 4.4 mostram os resultados obtidos para hastes verticais de 2,5 e 5 m.

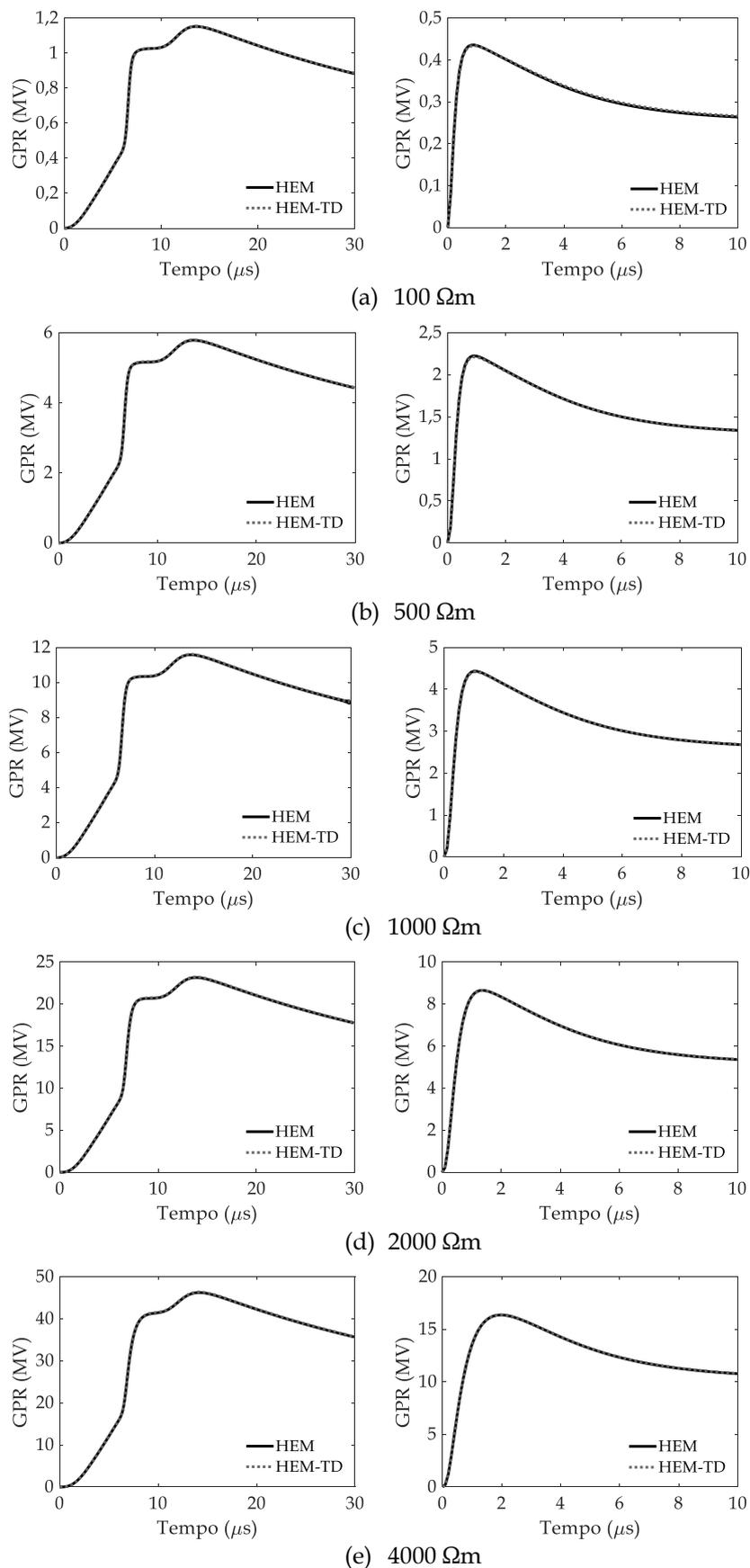


Figura 4.3 - GPR de uma haste vertical de 2,5 m submetida a correntes de primeira descarga de retorno (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros constantes e resistividades de: (a) 100 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1000 Ωm , (d) 2000 Ωm , (e) 4000 Ωm .

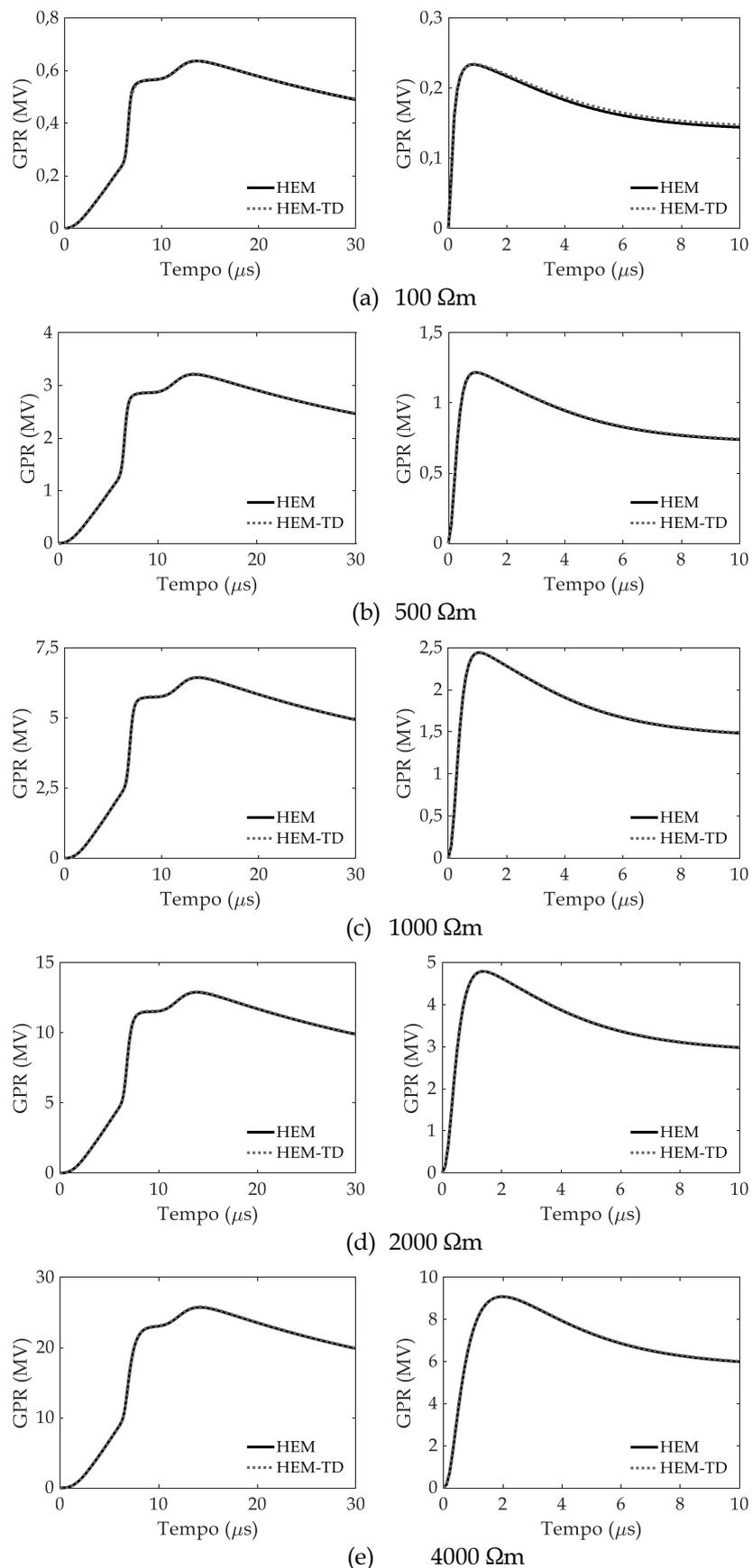


Figura 4.4 - GPR de uma haste vertical de 5 m submetida a correntes de primeira descarga de retorno (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros constantes: (a) 100 Ωm, (b) 500 Ωm, (c) 1000 Ωm, (d) 2000 Ωm, (e) 4000 Ωm.

A concordância dos resultados obtidos dos dois modelos é tamanha, que não é possível distinguir as respectivas curvas nas duas figuras.

Na Tabela 4.1, são apresentados o instante de tempo t_p , que corresponde ao instante em que ocorre o pico da elevação de potencial, e os valores dos demais parâmetros que caracterizam a resposta impulsiva do aterramento, além de sua resistência em baixas frequências, para a haste 2,5 m enterrada em diferentes solos. Todos os parâmetros foram obtidos do modelo proposto neste trabalho. Analisam-se os resultados da tabela, como uma contribuição para o melhor entendimento do comportamento de aterramentos frente a correntes impulsivas, com foco nas interpretações que se aplicam às demais configurações analisadas nesta seção.

Tabela 4.1 – Instante de tempo do pico da elevação de potencial, impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de uma haste vertical de 2,5 m submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros constantes.

ρ (Ωm)	Primeira descarga de retorno				Descarga subsequente			
	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c
100	13,60	37,2	37,5	0,991	0,90	36,1	37,4	0,966
500	13,65	186,9	187,9	0,995	0,93	184,2	187,5	0,982
1000	13,71	374,3	376,1	0,995	1,06	367,8	375,3	0,980
2000	13,86	748,8	753,8	0,993	1,37	719,5	751,3	0,958
4000	14,18	1495,2	1514,0	0,988	1,99	1362,6	1504,5	0,906

A primeira análise decorre dos valores de t_p . Conforme mostrado na Figura 4.2, os instantes de tempo do pico da primeira descarga de retorno e da descarga subsequente são em $13,5 \mu\text{s}$ e em $0,8 \mu\text{s}$. Comparando-se esses instantes com os valores de t_p , da Tabela 4.1, observa-se que, em todos os casos, o GPR está atrasado em relação à corrente. Predomina, assim, o efeito capacitivo.

Considerando-se curvas típicas de coeficiente de impulso (e.g. Fig.4(b) da referência [Visacro, 2018c]), observa-se a predominância do comportamento capacitivo do aterramento para comprimentos inferiores ao efetivo e do comportamento indutivo para comprimentos maiores do que ℓ_{ef} . Desta forma, o

atraso do GPR traduz que, para os solos simulados, o comprimento de 2,5 m da haste é inferior ao comprimento efetivo ($l < l_{ef}$). É possível perceber que os atrasos se tornam maiores à medida que as resistividades aumentam, o que implica comprimentos efetivos maiores.

A segunda análise diz respeito à proporcionalidade entre os valores da impedância impulsiva e da resistividade do solo. Ao se comparar os valores da impedância impulsiva e da resistividade, nota-se que são praticamente proporcionais, o que era esperado no domínio de comprimento de eletrodo inferior ao comprimento efetivo. Essa proporcionalidade entre ρ e Z_p para comprimentos menores que o efetivo só se expressa na condição em que se ignora a variação dos parâmetros do solo com a frequência. Caso tal variação fosse considerada haveria um crescimento relativo menor da impedância com o aumento de ρ . Ressalta-se, também, o coeficiente de impulso muito próximo da unidade, resultado também esperado para solos de parâmetros elétricos constantes e comprimentos de eletrodo inferiores ao efetivo.

A proximidade entre os valores da impedância impulsiva e resistência de baixa frequência se explica pelos efeitos muito reduzidos de propagação, o que era esperado para eletrodo tão curto. A pequena diferença existente nos solos de resistividade muito elevada decorre sobretudo do efeito capacitivo, que afeta a impedância impulsiva em altas frequências.

Vale, ainda, realçar outro aspecto de consistência dos resultados: o mesmo valor da resistência de aterramento R_{LF} calculado para a simulação da aplicação da corrente de primeira descarga de retorno e da descarga subsequente ao aterramento.

A Tabela 4.2 apresenta os valores dos parâmetros t_p , Z_p , R_{LF} e I_C obtidos a partir das curvas da Figura 4.4, construídas a partir dos resultados de aplicação da nova modelagem.

Tabela 4.2 – Instante de tempo do pico da elevação de potencial, impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de uma haste vertical de 5 m submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros constantes.

ρ (Ωm)	Primeira descarga de retorno				Descarga subsequente			
	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c
100	13,70	20,5	20,9	0,983	0,90	19,5	20,8	0,937
500	13,70	103,9	104,7	0,992	0,95	101,2	104,5	0,968
1000	13,73	208,2	209,7	0,993	1,08	203,1	209,2	0,971
2000	13,88	416,9	420,3	0,992	1,39	399,0	418,9	0,953
4000	14,20	833,0	844,3	0,987	1,99	757,8	839,0	0,903

As diferenças nos resultados expressos nas Tabelas 4.1 e 4.2 decorrem basicamente do maior comprimento da haste no segundo caso (2 vezes maior: 2,5 m *versus* 5 m), que causa uma redução praticamente à metade dos valores de impedância impulsiva e da resistência de baixa frequência. A manutenção de valores praticamente iguais para t_p e I_c para as mesmas condições nas duas tabelas, também era esperado, uma vez que, sendo os efeitos de propagação desprezíveis, é a característica do solo que determina tais parâmetros. Este resultado é consistente com o esperado para eletrodos curtos. Excluindo as diferenças citadas, as mesmas análises realizadas para os resultados da Tabela 4.1 permanecem válidos para os resultados da Tabela 4.2.

- **Eletrodo horizontal**

As Figuras 4.5 e 4.6 mostram resultados similares aos das hastes verticais, o GPR em função do tempo, desenvolvidos pela simulação de aplicação das duas ondas de corrente na extremidade de dois eletrodos horizontais, respectivamente de comprimento 20 m e 40 m. Os resultados obtidos nos dois casos são sintetizados nas Tabelas 4.3 e 4.4, respectivamente.

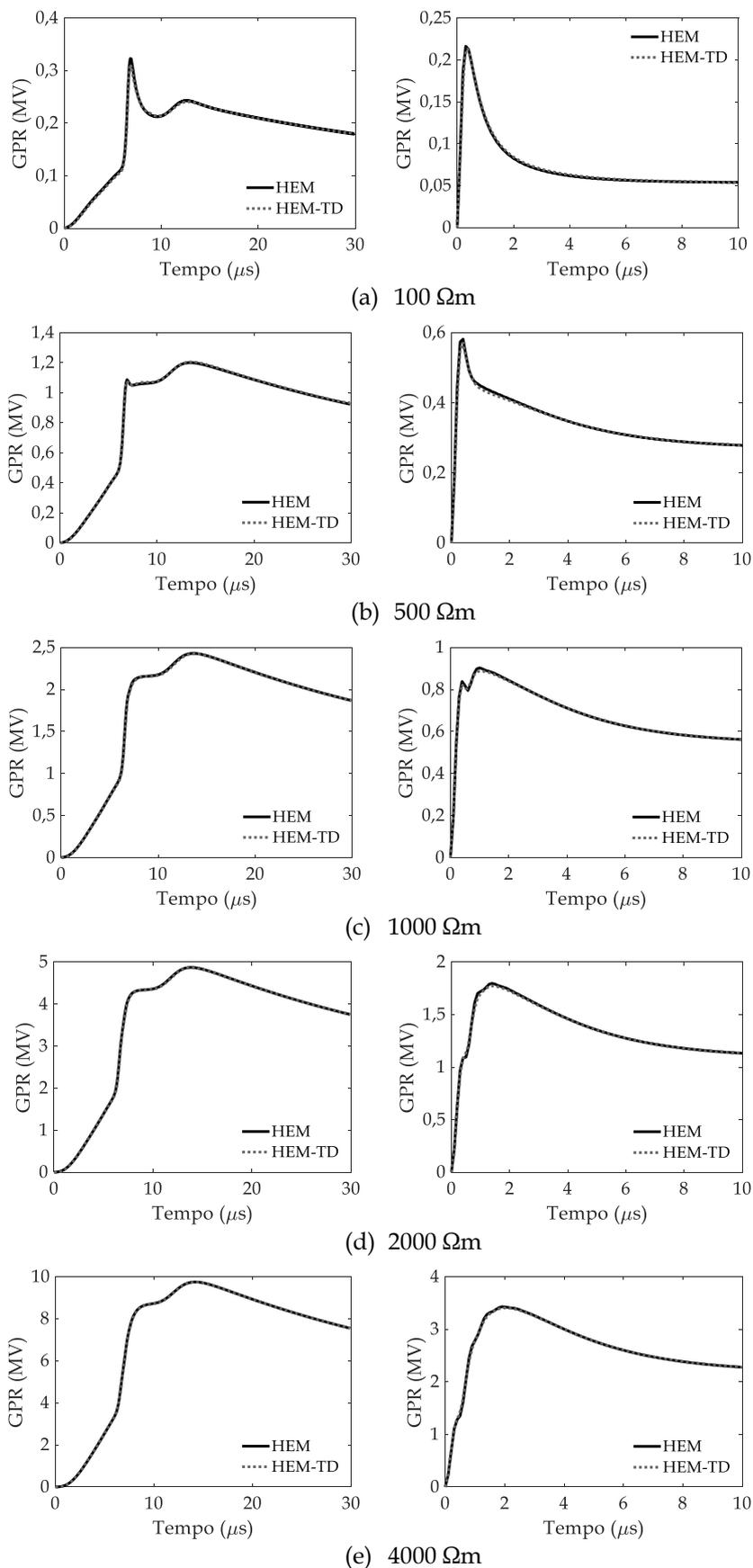


Figura 4.5 - GPR de um eletrodo horizontal de 20 m submetido a correntes de primeira descarga de retorno (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros constantes e resistividades de: (a) 100 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1000 Ωm , (d) 2000 Ωm , (e) 4000 Ωm .

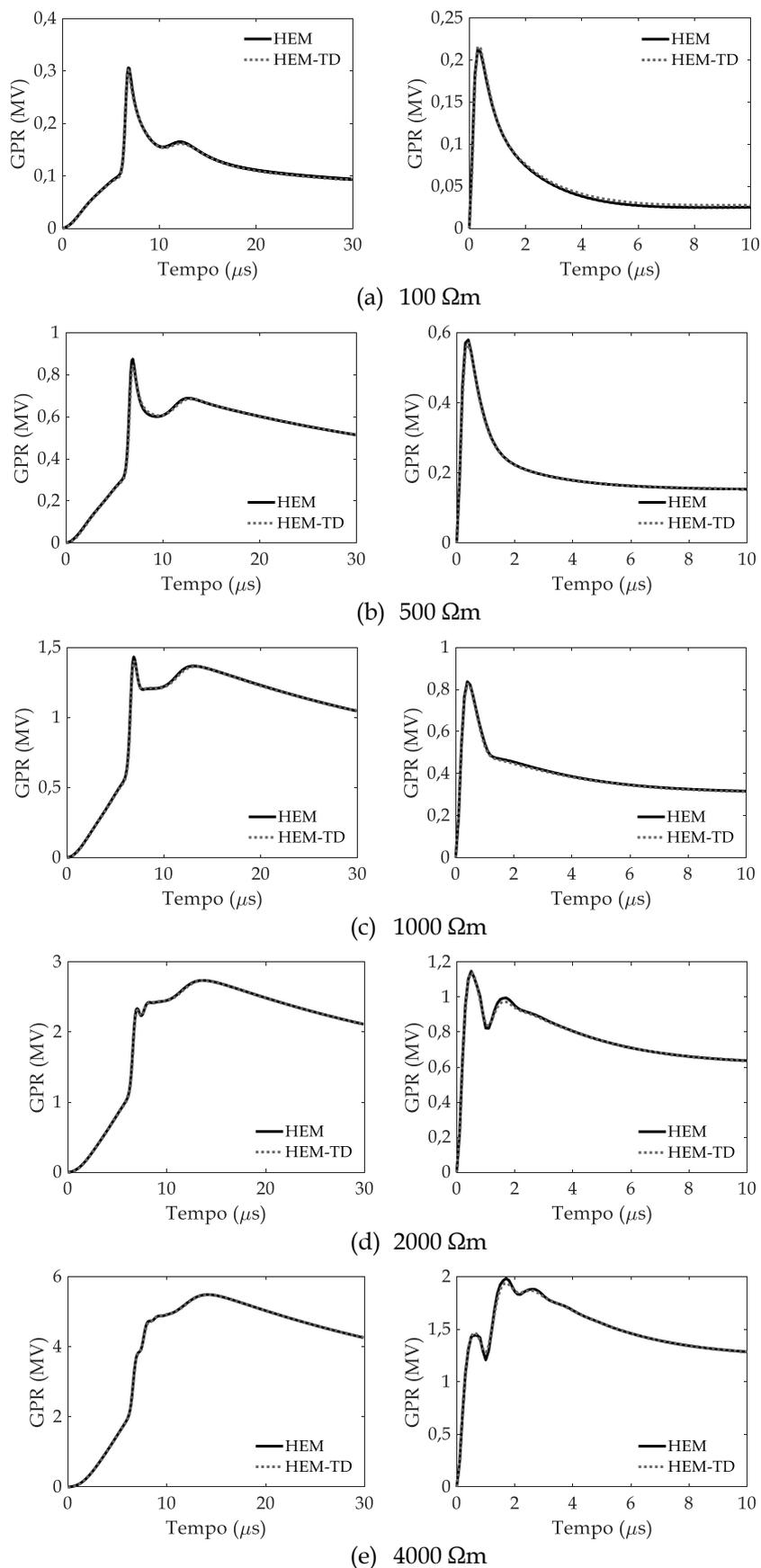


Figura 4.6 - GPR de um eletrodo horizontal de 40 m submetido a correntes de primeira descarga de retorno (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros constantes e resistividades de: (a) 100 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1000 Ωm , (d) 2000 Ωm , (e) 4000 Ωm .

Como no caso das hastes, novamente se observa a absoluta concordância de resultados providos pelos modelos HEM e HEM-TD, em todos os casos. Praticamente, não se consegue distinguir as curvas associadas a cada modelo.

Nas tabelas seguintes os resultados mostram uma condição diferente em relação às condições verificadas para as hastes. Os comprimentos significativos dos eletrodos horizontais tornam os efeitos de propagação relevantes, notadamente para os solos de baixa resistividade e para as correntes de descargas subsequentes, que possuem limites superiores de componentes de frequência mais elevados.

Tabela 4.3 – Instante de tempo do pico da elevação de potencial, impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de um eletrodo horizontal de 20 m submetido a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros constantes.

ρ (Ωm)	Primeira descarga de retorno				Descarga subsequente			
	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c
100	6,90	10,3	7,7	1,336	0,30	17,9	7,6	2,355
500	13,50	38,8	39,4	0,984	0,40	47,8	39,3	1,216
1000	13,70	78,0	79,1	0,986	1,03	73,8	78,8	0,936
2000	13,90	156,6	158,3	0,987	1,46	147,2	158,1	0,931
4000	14,22	313,5	318,8	0,983	2,03	282,9	316,9	0,893

Tabela 4.4 – Instante de tempo do pico da elevação de potencial, impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de um eletrodo horizontal de 40 m submetido a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros constantes.

ρ (Ωm)	Primeira descarga de retorno				Descarga subsequente			
	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c
100	6,90	9,7	3,9	2,487	0,30	17,9	4,3	4,163
500	6,90	27,9	22,0	1,268	0,40	47,8	22,1	2,163
1000	6,90	45,4	44,5	1,021	0,42	69,3	44,5	1,557
2000	13,77	88,2	89,6	0,984	0,50	95,4	89,5	1,066
4000	14,20	176,9	180,5	0,980	1,70	161,8	179,6	0,901

A importância do efeito de propagação é indicada pelo valor do tempo de frente da onda de GPR inferior aos tempos de 13,5 μs e 0,8 μs das ondas de

corrente primeira e subsequente, que denota o atraso da onda de corrente em relação a do GPR devido à prevalência do efeito indutivo, o que ocorre tipicamente para comprimentos de eletrodos superiores ao comprimento efetivo. Na Tabela 4.3, tal condição é verificada, no caso de primeiras descargas, para o solo de 100 Ωm e, no caso de descargas subsequentes, para solos de 100 e 500 Ωm . Na Tabela 4.4, em função do maior comprimento do eletrodo e o mesmo valor de ℓ_{ef} (este é determinado basicamente pelas características do solo para uma mesma onda de corrente), a condição se estende a um número maior de casos. Esta é verificada, no caso de primeiras descargas, para os solos de 100 Ωm a 1000 Ωm e, no caso de descargas subsequentes, para solos de 100 a 2000 Ωm .

Outra expressão da relevância do efeito de propagação consiste no maior valor da impedância impulsiva de aterramento em relação àquele da resistência de aterramento de baixa frequência, que se verifica em todas as condições elencadas acima para as duas tabelas, as quais correspondem a um comprimento de eletrodo $\ell > \ell_{ef}$.

Assim, para os eletrodos horizontais de 20 m e 40 m submetidos a correntes de primeiras descargas, tem-se $\ell < \ell_{ef}$ apenas para solos de resistividade igual ou maior do que 500 e 2000 Ωm , respectivamente. No caso de correntes de descargas subsequentes tem-se $\ell < \ell_{ef}$ apenas para solos de resistividade igual ou maior do que 1000 e 4000 Ωm , respectivamente.

- **Malha**

Os resultados comparativos (GPRs obtidos da aplicação do HEM-TD e HEM), para os arranjos tipo malha testados são apresentados nas Figuras 4.7 e 4.8 e a síntese dos parâmetros correspondentes constam nas Tabelas 4.5 e 4.6.

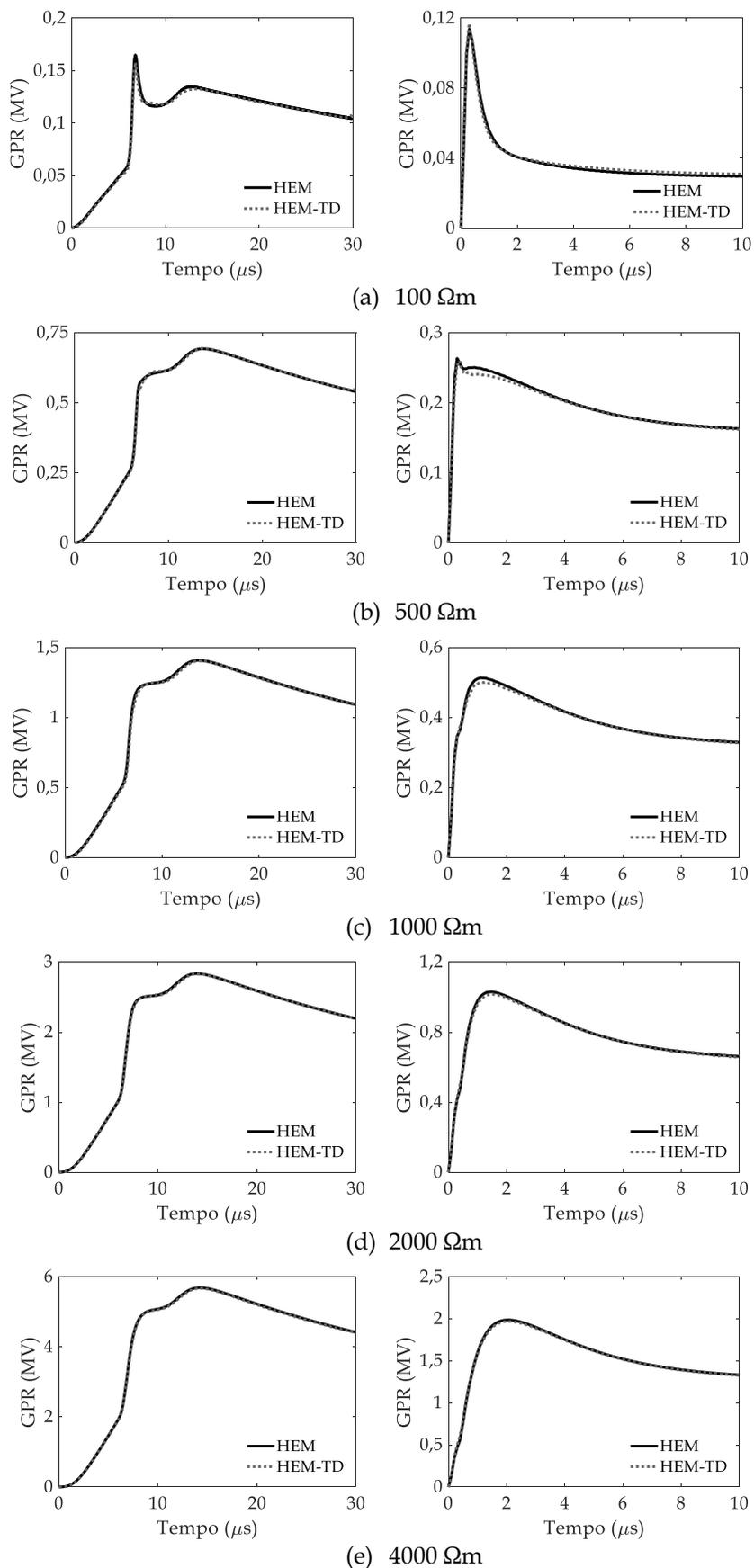


Figura 4.7 - GPR de uma malha de 10×10 m² submetida a correntes de primeira descarga de retorno (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros de solo variáveis e resistividades de: (a) 100 Ωm, (b) 500 Ωm, (c) 1000 Ωm, (d) 2000 Ωm, (e) 4000 Ωm.

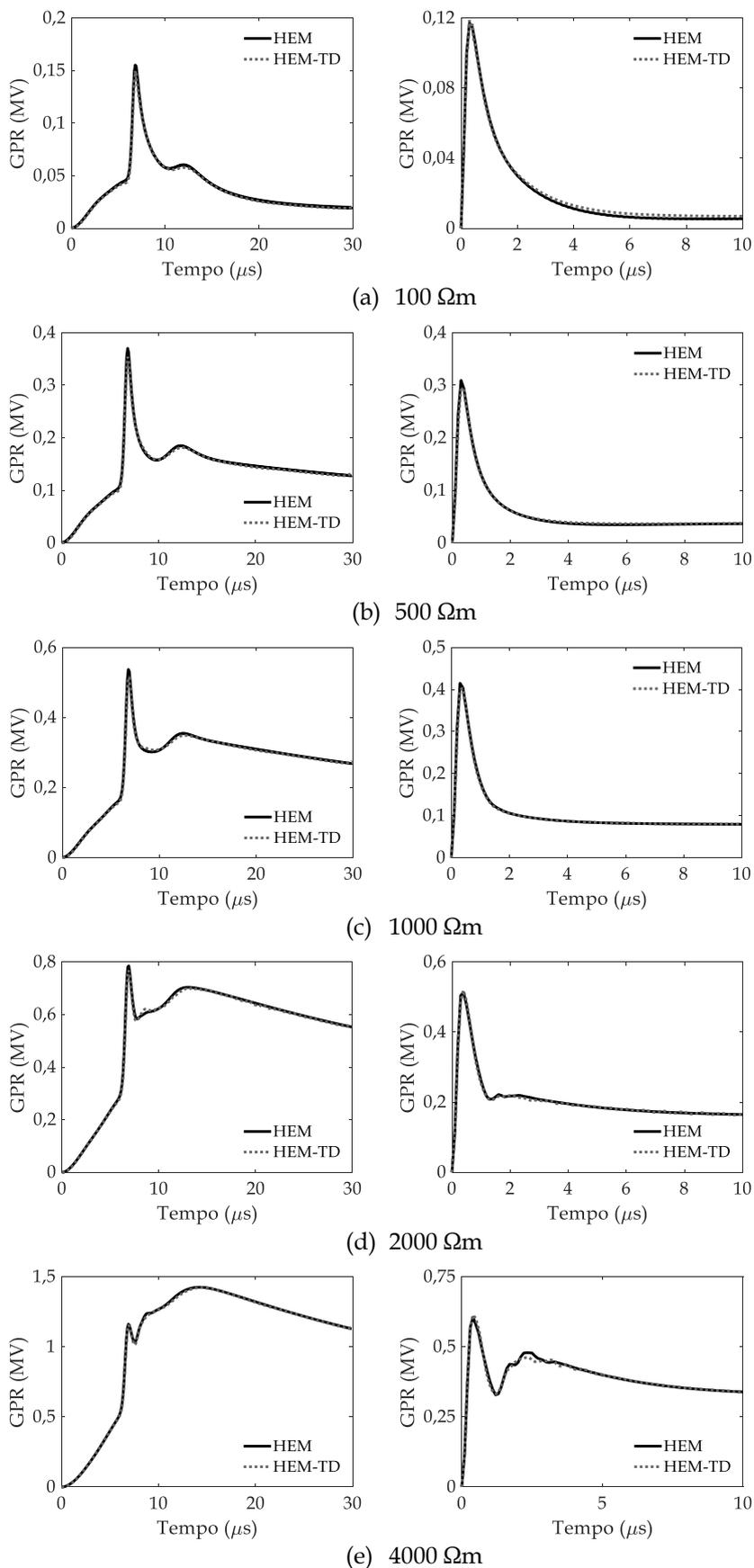


Figura 4.8 - GPR de uma malha de $40 \times 40 \text{ m}^2$ submetida a correntes de primeira descarga de retorno (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros de solo variáveis e resistividades de: (a) 100 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1000 Ωm , (d) 2000 Ωm , (e) 4000 Ωm .

Nota-se, uma vez mais, a coincidência dos resultados providos pelos dois modelos em todos os casos.

Tabela 4.5 - Instante de tempo do pico da elevação de potencial, impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de uma malha de $10 \times 10 \text{ m}^2$ submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros constantes.

ρ (Ωm)	Primeira descarga de retorno				Descarga subsequente			
	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c
100	6,80	5,1	4,4	1,175	0,30	9,5	4,5	2,119
500	13,8	22,3	22,8	0,981	0,40	21,8	22,9	0,952
1000	13,9	45,2	45,9	0,986	1,20	41,7	46,1	0,905
2000	14,10	91,3	92,4	0,988	1,60	83,8	92,5	0,906
4000	14,30	183,4	186,6	0,982	2,20	162,8	185,7	0,877

Tabela 4.6 - Instante de tempo do pico da elevação de potencial, impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de uma malha de $40 \times 40 \text{ m}^2$ submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros constantes.

ρ (Ωm)	Primeira descarga de retorno				Descarga subsequente			
	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c	t_p (μs)	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c
100	6,90	4,9	0,8	6,164	0,30	9,9	1,1	9,235
500	6,90	11,3	5,1	2,192	0,31	24,7	5,6	4,414
1000	6,90	16,8	11,2	1,495	0,36	34,2	11,6	2,940
2000	6,90	24,9	23,2	1,072	0,40	43,9	23,6	1,857
4000	14,40	45,9	47,9	0,957	0,40	51,1	47,9	1,066

Segundo a Tabela 4.5, devido à sua área reduzida, a malha ultrapassa o valor da área efetiva apenas para o solo de baixa resistividade ($\rho = 100 \text{ }\Omega\text{m}$), na qual o efeito de atenuação é mais pronunciado. Por outro lado, a dimensão da malha $40 \times 40 \text{ m}^2$ é superior à área efetiva para todos os solos analisados, exceto para o solo de resistividade constante de $4000 \text{ }\Omega\text{m}$ e no caso da primeira descarga de retorno, conforme descreve a Tabela 4.6.

Uma conclusão geral se aplica a todos os arranjos e resistividades de solo simulados na condição de parâmetros constantes do solo: os resultados providos pelos dois modelos são idênticos.

Isto valida a aplicação do HEM-TD para cálculo da resposta de aterramentos frente a correntes de retorno de descargas atmosféricas, nessa condição.

A sequência natural de avaliação do modelo consiste na verificação de sua aplicação considerando-se a variação dos parâmetros elétricos do solo na frequência, objeto da próxima seção.

4.3.2 Elevação do potencial no aterramento com parâmetros do solo dependentes da frequência

Para avaliar a qualidade dos resultados providos pelo modelo quando se consideram os parâmetros elétricos do solo dependentes da frequência, calculados a partir das equações (3.22) e (3.23), foram simulados os mesmos arranjos de eletrodos e condições de resistividade do solo considerados na seção 4.3.1 com uso dos modelos HEM-TD e HEM.

Os correspondentes resultados são indicados a seguir.

- **Haste vertical**

Nas Figuras 4.9 e 4.10, são mostradas as curvas de GPR para as hastes de 2,5 m e de 5 m, respectivamente. Os valores de impedância impulsiva e resistência em baixas frequências para os dois comprimentos de haste são apresentados nas Tabelas 4.7 e 4.8.

Para a hipótese da dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, observa-se que as curvas simuladas no HEM e no HEM-TD apresentam uma boa concordância.

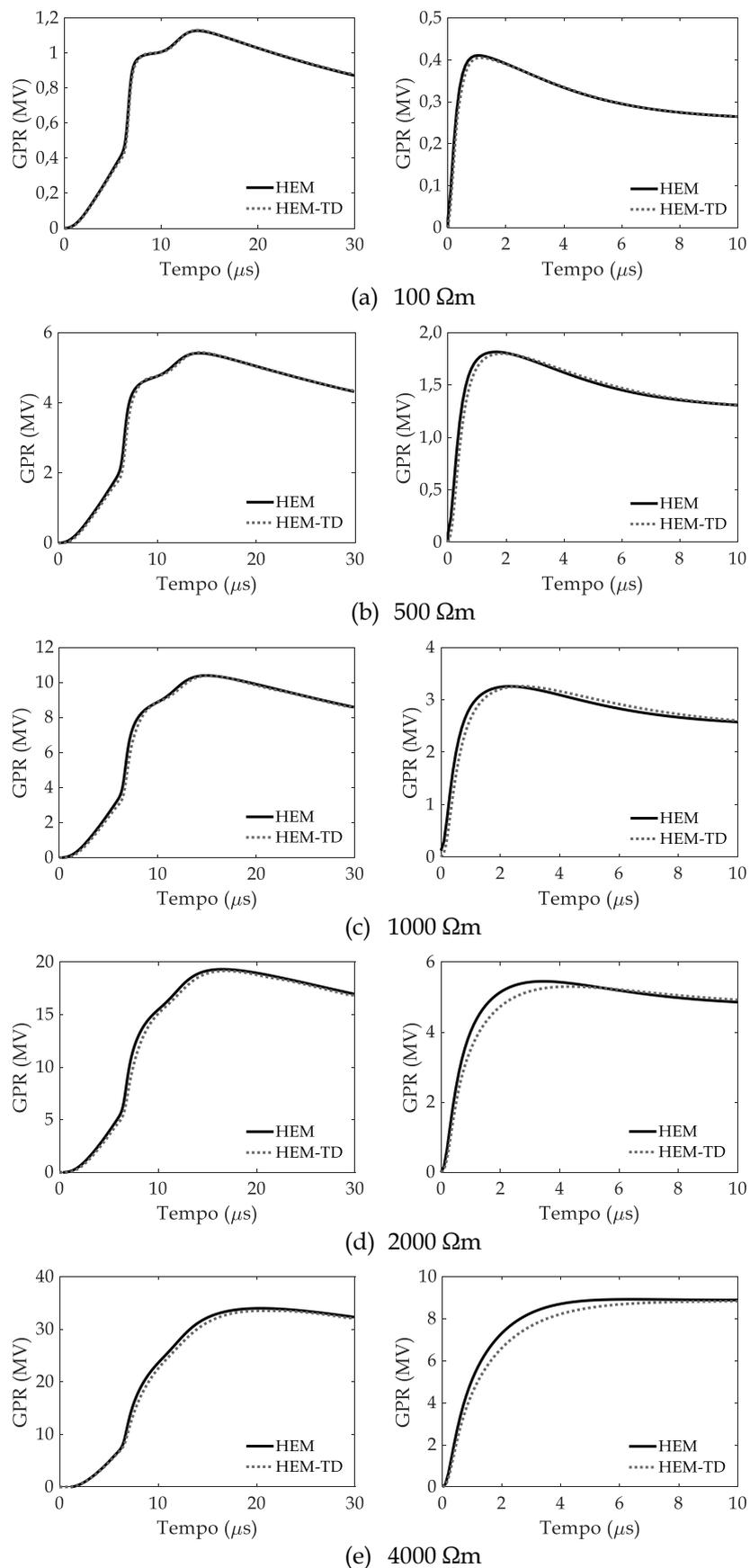


Figura 4.9 - GPR de uma haste vertical de 2,5 m submetida a correntes de primeira descarga (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros variáveis e de resistividades em baixas frequências de: (a) 100 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1000 Ωm , (d) 2000 Ωm , (e) 4000 Ωm .

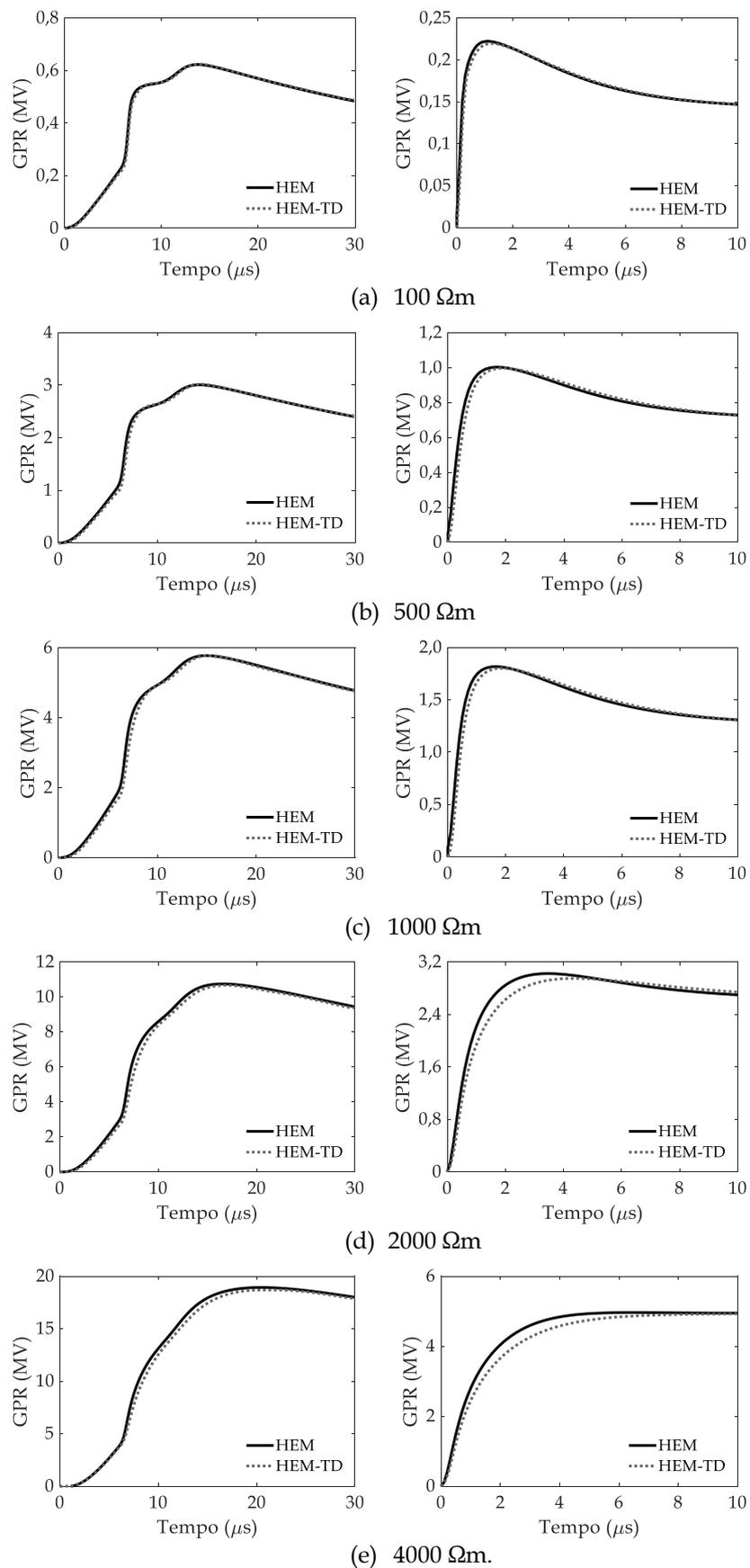


Figura 4.10 – GPR de uma haste vertical de 5 m submetida a correntes de primeira descarga (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros variáveis e de resistividades em baixas frequências de: (a) 100 Ωm, (b) 500 Ωm, (c) 1000 Ωm, (d) 2000 Ωm, (e) 4000 Ωm.

De uma forma geral, os resultados providos pelos dois modelos, expressos nas Figuras 4.9 e 4.10, expressam uma excelente concordância quando se considera a resposta a correntes de primeiras descargas, em todas as condições. No caso da resposta frente a correntes de descargas subsequentes, a concordância permanece excelente para solos de valor de resistividade até 1000 Ωm . Para os solos de maior resistividade (2000 e 4000 Ωm), nas quais os efeitos da dependência da frequência são pronunciados, há uma reduzida diferença. O modelo no domínio do tempo mostra resultados com valores instantâneos de GPR um pouco inferiores na parte da frente de onda próxima ao pico.

Apenas a título ilustrativo, vale mencionar a significativa redução da impedância impulsiva quando se considera a dependência da frequência, notadamente para os solos de maior resistividade (2000 e 4000 Ωm), que fica evidente ao serem comparados os valores de pico dos GPRs mostrados nas curvas das Figuras 4.9(d) e 4.9(e) e Figuras 4.10(d) e 4.10(e) com os correspondentes valores das Figuras 4.3(d) e 4.3(e) e Figuras 4.4(d) e 4.4(e). Tal diferença deixa praticamente de existir na cauda das respectivas ondas, onde as componentes de frequência associadas têm baixo valor. Naturalmente, o efeito da dependência da frequência é mais pronunciado para as correntes de descargas subsequentes, pois essas possuem componentes de frequência mais elevadas na faixa superior do espectro.

Tabela 4.7 - Impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de uma haste vertical de 2,5 m submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros variáveis na frequência.

ρ_0 (Ωm)	Primeira descarga de retorno			Descarga subsequente		
	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C
100	36,5	37,0	0,986	32,6	36,9	0,883
500	175,3	182,6	0,960	142,2	181,2	0,785
1000	334,8	360,7	0,928	255,7	356,7	0,717
2000	618,0	706,9	0,874	441,4	690,0	0,640
4000	1081,9	1344,3	0,805	748,4	1238,8	0,604

Tabela 4.8 – Impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo uma haste vertical de 5 m submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros variáveis na frequência.

ρ_0 (Ωm)	Primeira descarga de retorno			Descarga subsequente		
	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C
100	20,2	20,5	0,985	17,7	20,5	0,863
500	97,4	101,7	0,958	78,6	100,8	0,780
1000	186,2	201,0	0,926	141,9	198,7	0,714
2000	344,1	394,0	0,873	245,6	384,5	0,639
4000	602,9	749,4	0,804	417,3	690,5	0,604

Como esperado, as Tabelas 4.7 e 4.8 mostram a maior redução dos valores de Z_P e I_C (em relação àqueles das Tabelas 4.1 e 4.2), para os solos de maior resistividade e correntes de descargas subsequentes.

- **Eletrodo horizontal**

Nas Figuras 4.11 e 4.12, são mostradas as curvas de GPR para eletrodos horizontais de 20 m e 40 m. Os valores de impedância impulsiva e resistência em baixas frequências para os dois comprimentos de eletrodos são apresentados nas Tabelas 4.9 e 4.10.

Para a hipótese da dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, observa-se que as curvas simuladas no HEM e no HEM-TD apresentam uma boa concordância, também nesse caso, embora haja um aumento da diferença dos resultados do eletrodo mais longo, nos casos de solos de maior resistividade, principalmente para as correntes de descargas subsequentes. Entretanto, os resultados do modelo no domínio do tempo permanecem de muito boa qualidade para correntes de primeiras descargas em todos os casos, e de qualidade ainda satisfatória para as correntes de descargas subsequente.

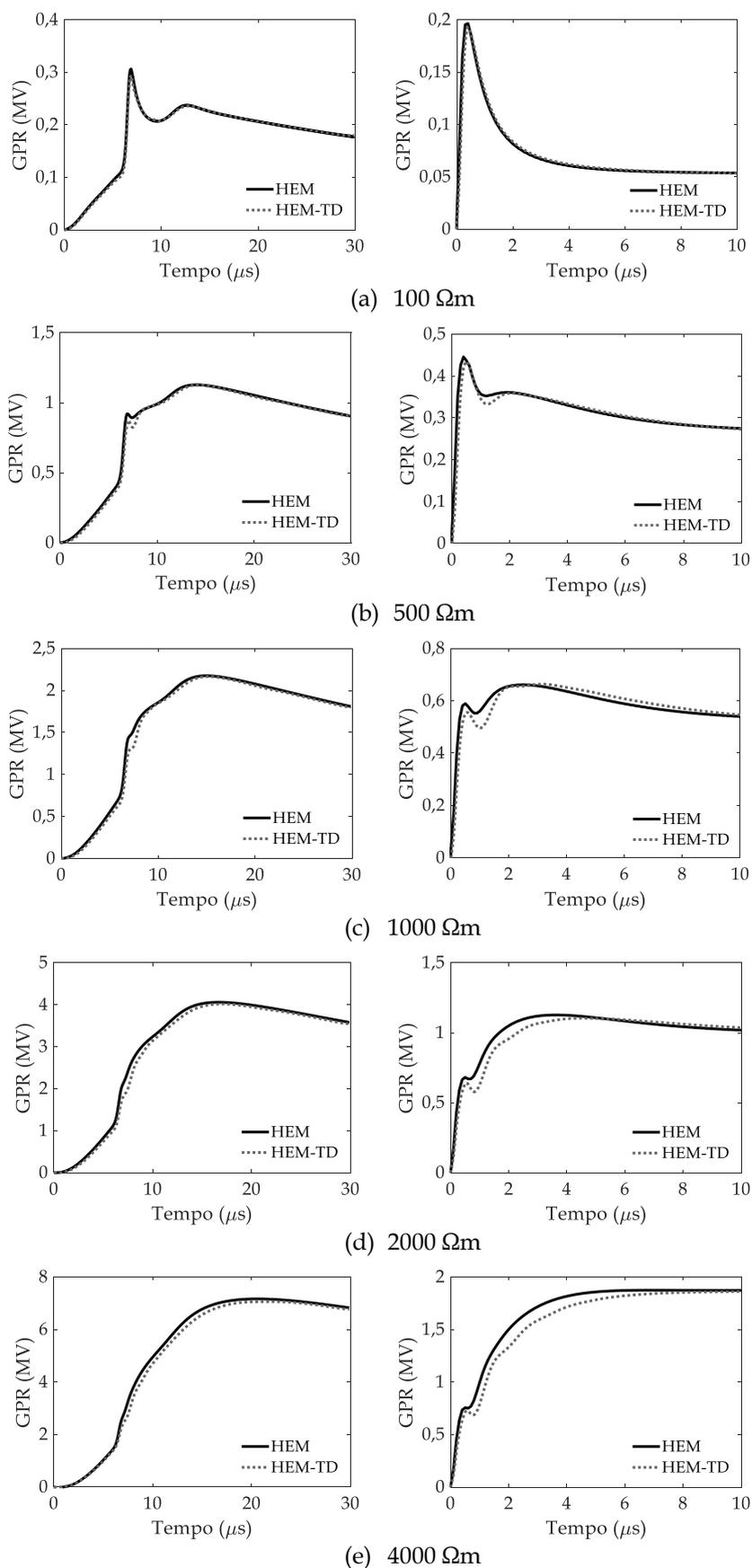


Figura 4.11 - GPR de eletrodo horizontal de 20 m submetido a correntes de primeira descarga (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros variáveis e de resistividades em baixas frequências de: (a) 100 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1000 Ωm , (d) 2000 Ωm , (e) 4000 Ωm .

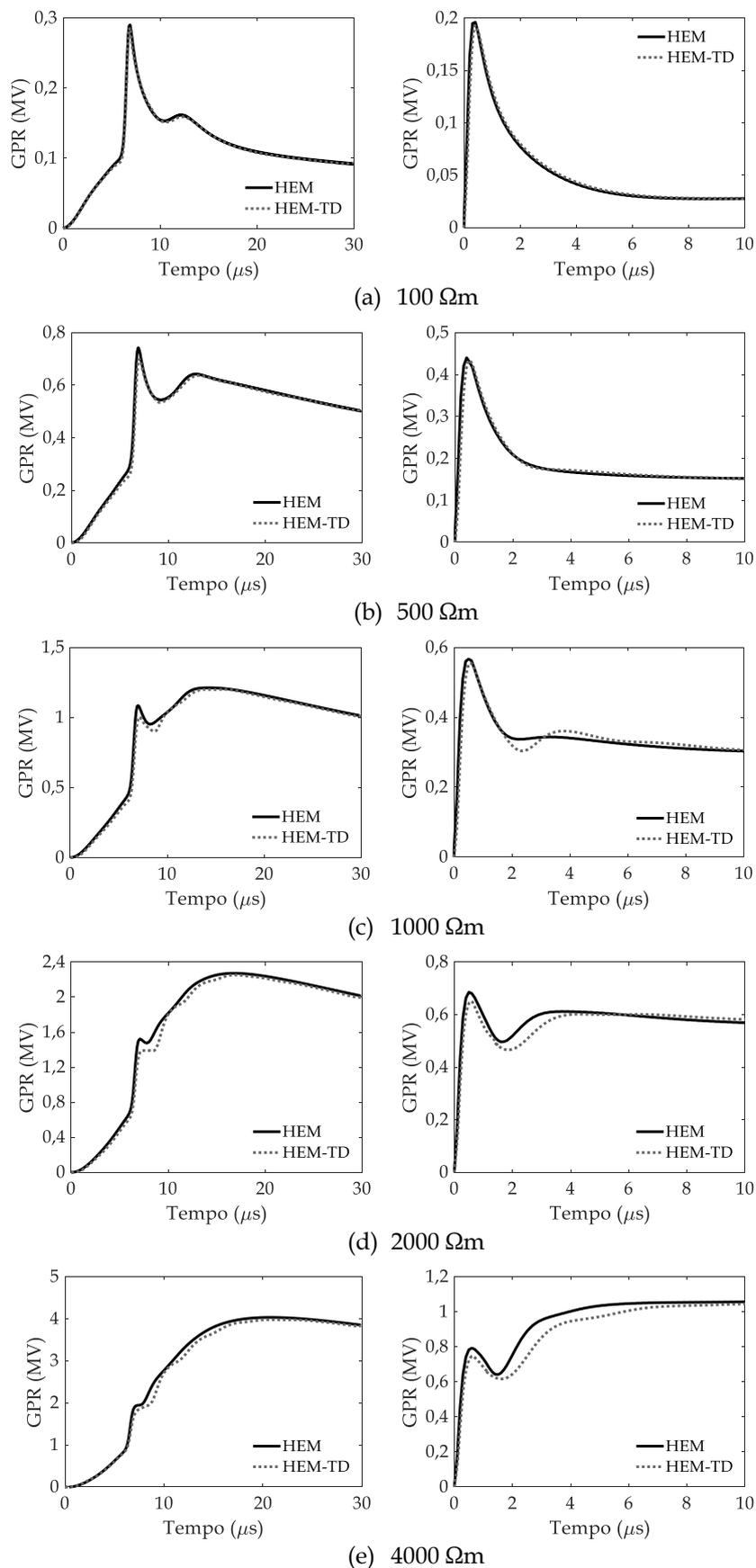


Figura 4.12 - GPR de eletrodo horizontal de 40 m submetido a correntes de primeira descarga (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros variáveis e de resistividades em baixas frequências de: (a) $100 \Omega\text{m}$, (b) $500 \Omega\text{m}$, (c) $1000 \Omega\text{m}$, (d) $2000 \Omega\text{m}$, (e) $4000 \Omega\text{m}$.

As pequenas divergências observadas nas curvas no caso dos solos de maior resistividade, onde o efeito de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo é mais pronunciado, decorrem da forma aproximada usada pelo modelo proposto para determinar as frequências para o cálculo das velocidades de propagação e dos coeficientes de atenuação. Essa divergência é menor quando se consideram os parâmetros usados para qualificar os aterramentos, impedância impulsiva e resistência em baixas frequências. Nota-se pelos gráficos, que há boa concordância pico do GPR, usado no cálculo da impedância impulsiva. Por outro lado, os valores instantâneos na cauda das ondas de GPR providas pelos dois modelos são praticamente idênticos, implicando um mesmo valor da resistência em baixas frequências.

A Tabela 4.9 mostra os valores de Z_P , R_{LF} e I_C para o eletrodo horizontal de 20 m, considerando os parâmetros do solo dependentes da frequência. Em relação aos resultados obtidos sob a hipótese de parâmetros constantes, que estão apresentados na Tabela 4.3, nota-se uma redução no valor de Z_P e, por conseguinte, no valor de I_C . Essa redução é mais significativa em solos de maior resistividade e para a forma de onda de corrente de descarga subsequente.

Tabela 4.9 - Impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de um eletrodo horizontal de 20 m submetido a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros variáveis na frequência.

ρ_0 (Ωm)	Primeira descarga de retorno			Descarga subsequente		
	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C
100	9,8	7,5	1,307	16,2	7,4	2,189
500	36,2	38,0	0,953	35,4	37,7	0,939
1000	69,6	75,5	0,922	52,1	74,6	0,698
2000	129,2	148,4	0,871	91,7	144,8	0,633
4000	227,1	282,7	0,803	157,5	260,3	0,605

Por meio da análise das impedâncias impulsivas calculadas para os parâmetros variáveis, descritos na Tabela 4.10, esses resultados com valores de Z_p , dados na Tabela 4.4, obtidos para parâmetros constantes. A redução de Z_p é de 4,12%, no solo de menor resistividade, e de 27,53%, no solo de maior resistividade, para a primeira descarga. Para a subsequente, a redução é de 9,50% e 44,87%, para o eletrodo aterrado nos solos de 100 e 4000 Ωm , respectivamente.

Tabela 4.10 – Impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de um eletrodo horizontal de 40 m submetido a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros variáveis na frequência.

ρ_0 (Ωm)	Primeira descarga de retorno			Descarga subsequente		
	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c	Z_p (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_c
100	9,3	3,8	2,447	16,2	3,8	4,263
500	22,8	21,1	1,081	35,4	20,9	1,694
1000	38,7	42,3	0,915	45,4	41,8	1,086
2000	72,6	83,6	0,868	54,6	81,8	0,667
4000	128,2	159,8	0,802	89,2	147,8	0,604

- **Malha**

As Figuras 4.13 e 4.14 ilustram as curvas de elevação de potencial para as malhas de dimensões $10 \times 10 \text{ m}^2$ e $40 \times 40 \text{ m}^2$, respectivamente, considerando a hipótese dos parâmetros do solo dependentes da frequência.

Como já destacado anteriormente, os resultados comparativos entre as duas modelagens são satisfatórios, apresentando pequenas divergências, mas que são aceitáveis por conta das aproximações adotadas em cada modelo.

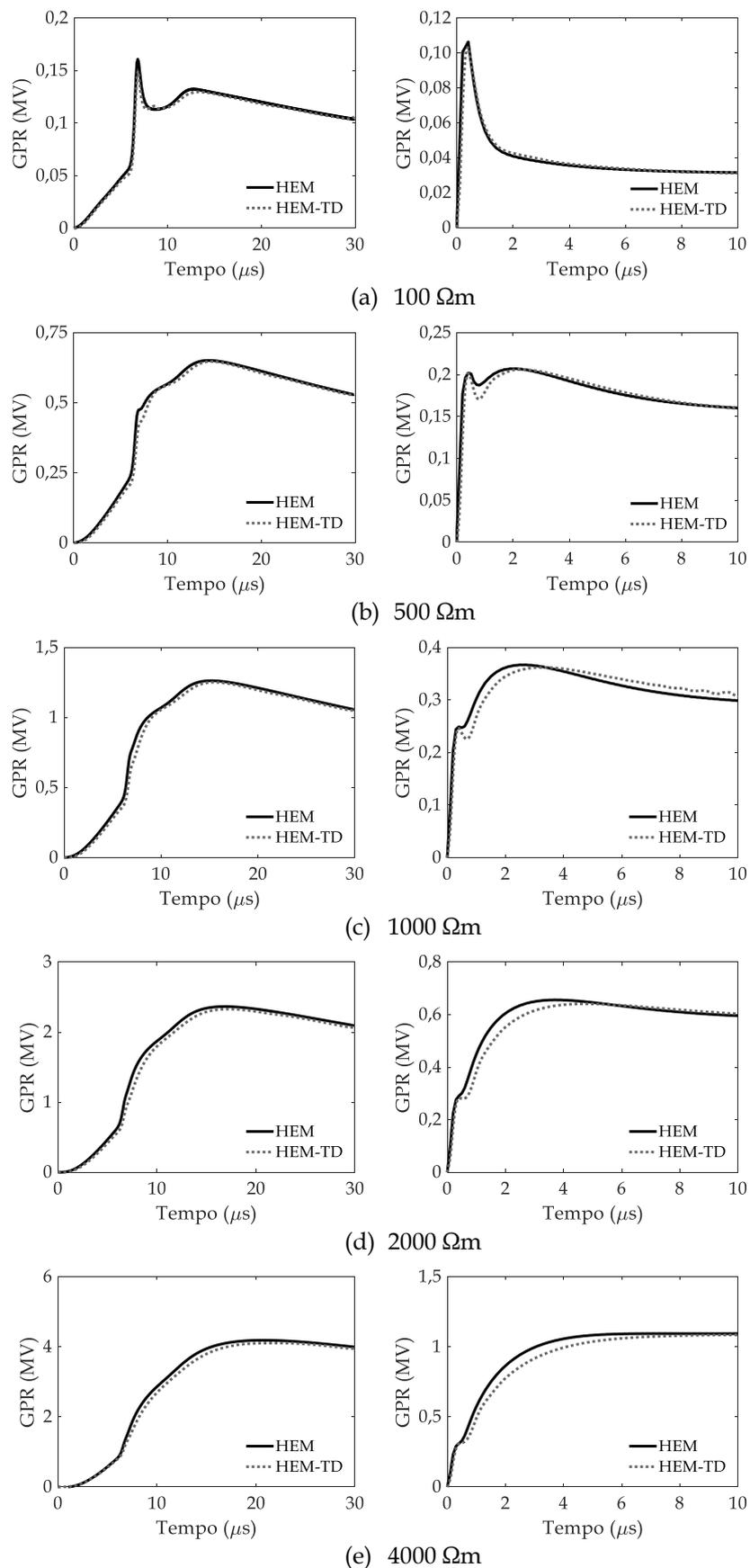


Figura 4.13 - GPR de uma malha de $10 \times 10 \text{ m}^2$ submetida a correntes de primeira descarga (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros variáveis e de resistividades em baixas frequências de: (a) $100 \Omega\text{m}$, (b) $500 \Omega\text{m}$, (c) $1000 \Omega\text{m}$, (d) $2000 \Omega\text{m}$, (e) $4000 \Omega\text{m}$.

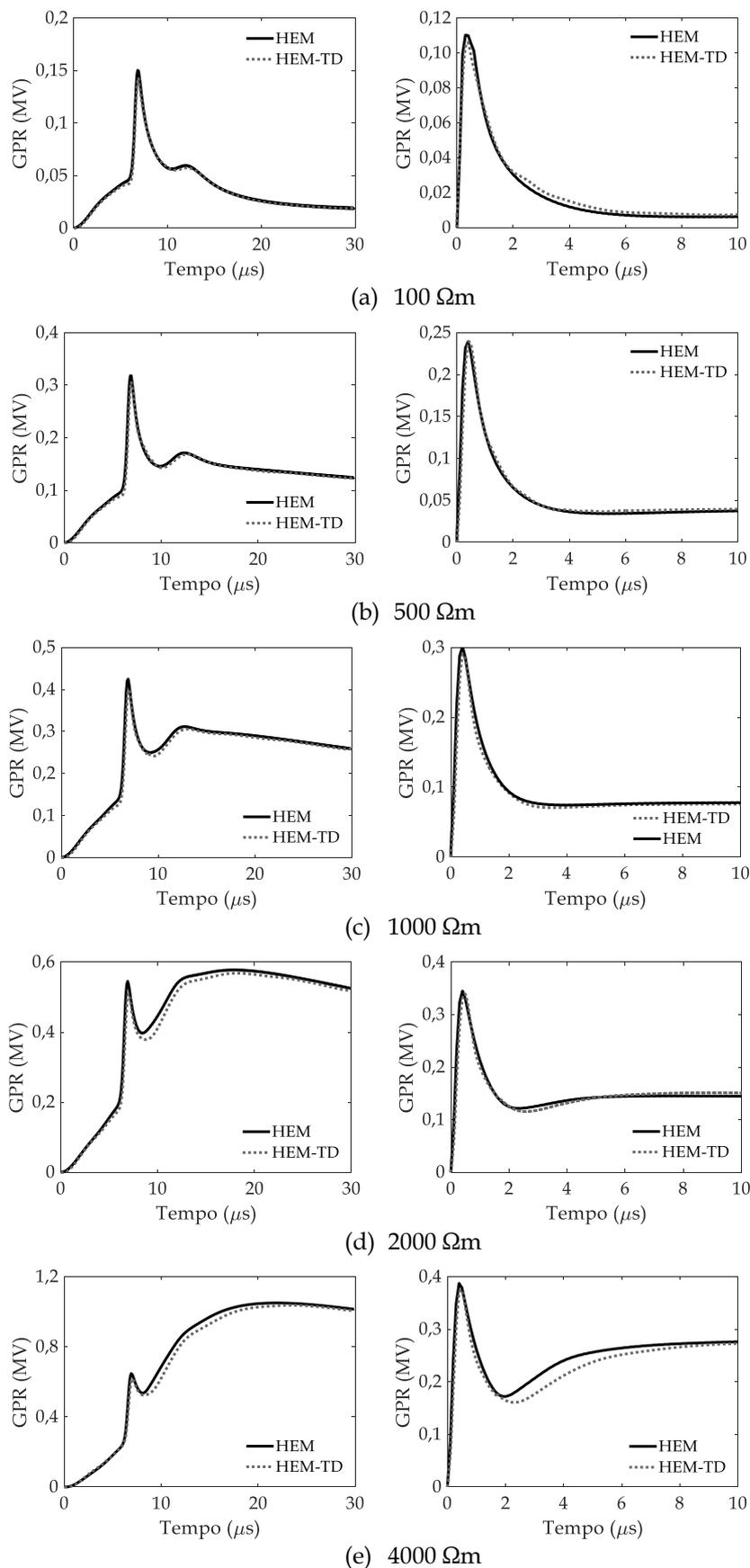


Figura 4.14 - GPR de uma malha de $40 \times 40 \text{ m}^2$ submetida a correntes de primeira descarga (esquerda) e descarga subsequente (direita). Solos com parâmetros variáveis e de resistividades em baixas frequências de: (a) 100 Ωm , (b) 500 Ωm , (c) 1000 Ωm , (d) 2000 Ωm , (e) 4000 Ωm .

De uma forma geral os resultados são similares àqueles observados para os arranjos de haste e eletrodo horizontal: há uma boa concordância nos resultados de ambos os modelos. É interessante notar, contudo, que as diferenças observadas no caso das malhas parecem menores do que aquelas observadas nos outros dois arranjos, sobretudo no caso da maior malha.

Esta similaridade é refletida nos valores de Z_P , R_{LF} e I_C calculados das curvas de GPR das malhas de aterramento e compilados nas Tabelas 4.11 e 4.12.

Tabela 4.11 – Impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de uma malha de $10 \times 10 \text{ m}^2$ submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros variáveis na frequência.

ρ_0 (Ωm)	Primeira descarga de retorno			Descarga subsequente		
	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C
100	4,9	4,3	1,140	8,7	4,3	2,023
500	20,9	22,2	0,941	16,0	22,0	0,727
1000	40,4	44,1	0,916	29,9	43,5	0,687
2000	75,3	86,8	0,868	53,1	84,3	0,630
4000	132,5	165,3	0,802	92,4	151,8	0,609

Tabela 4.12 – Impedância impulsiva, resistência de aterramento e coeficiente impulsivo de uma malha de $40 \times 40 \text{ m}^2$ submetida a primeira descarga de retorno e descarga subsequente para solos com parâmetros variáveis na frequência.

ρ_0 (Ωm)	Primeira descarga de retorno			Descarga subsequente		
	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C	Z_P (Ω)	R_{LF} (Ω)	I_C
100	4,8	0,8	6,000	8,9	1,0	8,900
500	9,9	5,2	1,904	19,3	5,1	3,784
1000	12,8	10,8	1,185	24,2	10,6	2,283
2000	18,3	22,0	0,832	28,3	21,2	1,335
4000	33,4	42,2	0,791	31,2	38,2	0,817

Ao avaliar os dados da Tabela 4.12 e compará-los com a Tabela 4.6, percebe-se uma redução de Z_p de 2,04% para a primeira descarga de retorno e de

10,1% para a subsequente no solo de baixa resistividade. Para $\rho_0 = 4000 \Omega\text{m}$, a redução de Z_p torna-se bastante significativa, sendo igual a 27,3% para a primeira descarga. Para a descarga subsequente, a redução de Z_p nesse solo de elevada resistividade é ainda mais expressivo, sendo de 38,9%.

Com relação às análises desenvolvidas nesta seção, pode se concluir que, no que concerne aos resultados do novo modelo para os diversos arranjos simulados submetidos a correntes de primeira descarga e de descarga subsequente, observados no ponto de injeção de correntes no aterramento, estes podem ser considerados de muito boa qualidade para solos de resistividade até $1000 \Omega\text{m}$ e, ainda, de qualidade satisfatória para resistividades até $4000 \Omega\text{m}$. A diferença nos arranjos sugere a generalidade de aplicação desta conclusão quanto a diferentes tipos de arranjos de eletrodos de aterramentos.

4.3.3 Análise dos efeitos de atenuação e distorção

As avaliações realizadas na seção anterior foram feitas no ponto de injeção de corrente e são adequadas para análise da forma como o sistema enxerga o aterramento. Para fins de avaliação do comportamento intrínseco do aterramento interessa analisar como os efeitos decorrentes da propagação e dependência da frequência se expressam ao longo do eletrodo. Como a máxima expressão desse efeito é percebida nos extremos do aterramento (extremidade oposta ao ponto de injeção de corrente), nesta seção avalia-se a elevação de potencial desenvolvida nessa extremidade para o caso de um eletrodo longo colocado num solo cujos parâmetros elétricos são dependentes da frequência. A análise considera os resultados providos pelo HEM-TD e HEM.

Ao injetar uma corrente típica de primeira descarga de retorno em um eletrodo horizontal de 40 m, há a propagação da onda eletromagnética no condutor aterrado no solo. Esse, por ser um meio condutivo, gera perda de energia, que resulta em atenuação e distorção do sinal ao longo do eletrodo.

Esses dois efeitos podem ser visualizados na Figura 4.15, que apresenta as ondas de tensão no ponto de injeção da corrente e na extremidade. São avaliadas as curvas para o solo de $100 \Omega\text{m}$ e de $1000 \Omega\text{m}$, em baixas frequências. É notório que os efeitos de propagação são contabilizados no modelo HEM-TD e concordam com os resultados do modelo HEM.

Quanto aos efeitos de propagação da onda, sabe-se que os coeficientes de atenuação e distorção aumentam com a frequência e com a condutividade do solo, conforme descritos na equação (2.3). Neste sentido, nota-se na Figura 4.15 que a atenuação da amplitude do sinal é mais intensa para o solo de menor resistividade. Além disso, nota-se que a inclinação da frente da onda é menos acentuada, o que ilustra o efeito da distorção da onda ao se propagar no eletrodo imerso em um meio com perdas.

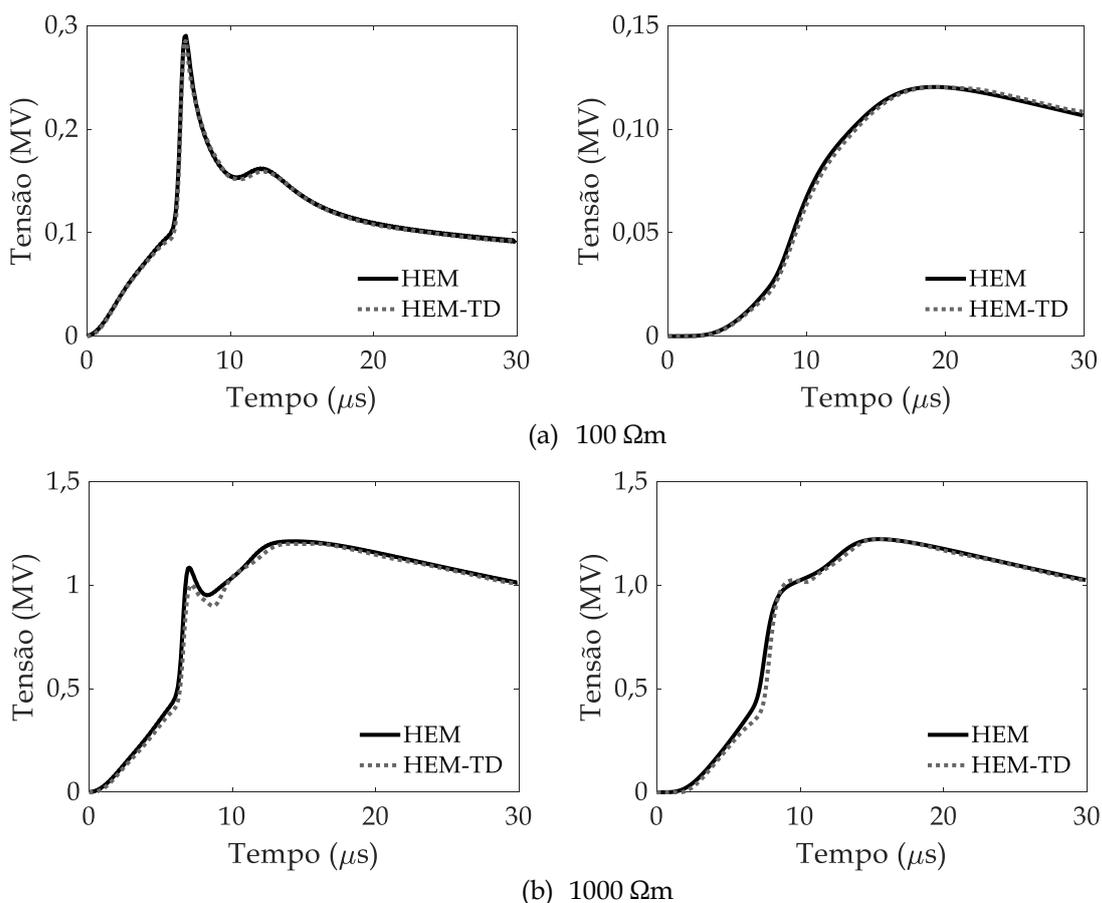


Figura 4.15 - Sobretensões no ponto de injeção (esquerda) e na extremidade (direita) de um eletrodo horizontal de 40 m submetido a corrente de primeira descarga em solos de parâmetros variáveis, com valor de resistividade de baixa frequência de: (a) $100 \Omega\text{m}$, e (b) $1000 \Omega\text{m}$.

Uma outra observação é quanto ao tempo para que o sinal se torne perceptível na extremidade oposta ao ponto de injeção da corrente impulsiva. Esse tempo é maior para $\rho_0 = 100 \Omega\text{m}$, sendo de, aproximadamente, $2,7 \mu\text{s}$. Para $\rho_0 = 1000 \Omega\text{m}$, o tempo de propagação do sinal até atingir a extremidade é em torno de $1,3 \mu\text{s}$. Esse tempo é menor devido ao fato de que as velocidades com que o sinal se propaga são maiores em um meio de maior resistividade.

Conclusivamente, o resultado provido pelo HEM-TD contempla adequadamente o efeito de propagação, mesmo na resposta do elemento na extremidade do aterramento.

A próxima seção considera especificamente como o modelo no domínio do tempo tem em conta o efeito de ionização do solo.

4.4 Avaliação do processo de ionização do solo

O intuito desta seção é avaliar uma das aplicabilidades da modelagem no domínio do tempo, que é o fenômeno não linear de ionização do solo no comportamento transitório de sistemas de aterramento. Inicialmente, compara-se a metodologia adotada para inclusão desse fenômeno com um resultado experimental encontrado na literatura. Em seguida, é avaliada a influência de se considerar a ionização do solo para comprimentos diferentes. Nesta seção, também se investiga o efeito da resistividade na não linearidade do solo quando se leva em conta tal fenômeno físico. E, por último, realiza-se a análise de sensibilidade quanto à intensidade da corrente injetada no aterramento. Os resultados calculados pela modelagem no domínio do tempo foram determinados com a hipótese da dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo e o campo elétrico crítico obtido pela equação (3.4).

A Figura 4.16 ilustra a forma de onda da corrente injetada no aterramento, de elevada magnitude, e as elevações de potencial medida e simulada por [Geri *et al.*, 1992]. Os resultados são determinados para um aterramento formado por

um eletrodo horizontal de 5 m de comprimento a 0,6 m de profundidade em um solo de resistividade de 40,5 Ωm . Também são plotadas, na Figura 4.16, duas curvas da elevação de potencial obtidas na modelagem proposta, sendo a primeira curva obtida desprezando o efeito de ionização do solo e a segunda curva calculada levando em conta esse efeito.

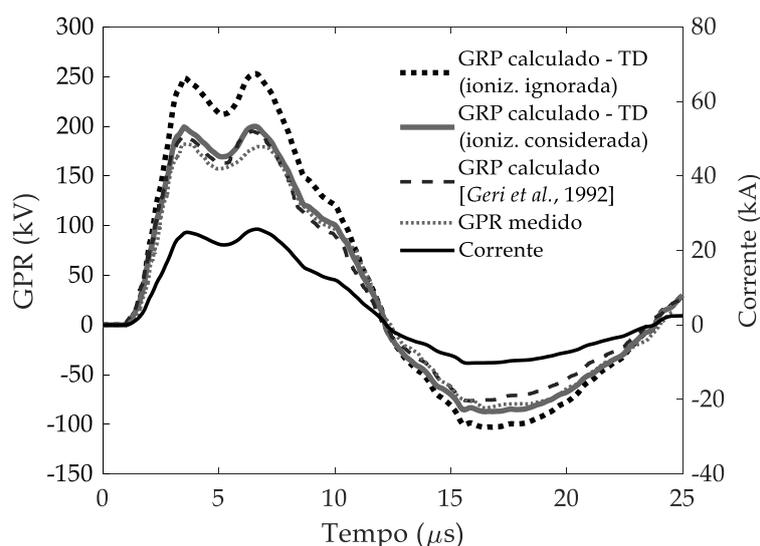


Figura 4.16 – Comparação entre os resultados de GPR calculados pelo modelo proposto, com inclusão do efeito de ionização do solo, e resultados de medição e simulação dados por [Geri et al., 1992] para um eletrodo horizontal de 5 m em um solo de 40,5 Ωm .

Conforme a comparação na Figura 4.16, o resultado calculado no modelo proposto, considerando o processo de ionização do solo, está em concordância com as curvas experimentais e teóricas apresentados em [Geri et al., 1992]. Além disso, os dados do modelo no domínio do tempo permitem confirmar a influência da ionização do solo por meio da alta intensidade da corrente injetada, em que há um aumento de 27% no pico do GPR ao desconsiderar o processo físico de ionização.

A Figura 4.17 apresenta os resultados de simulação das curvas de GPR para a configuração de aterramento no formato de haste vertical, sendo a Figura 4.17(a) para uma haste de 2,5 m e a Figura 4.17(b) para uma haste de 5 m em solo de resistividade, em baixas frequências, igual a 1000 Ωm . Na Figura, ao se levar em conta o fenômeno de ionização, tal fenômeno se manifesta por meio da redução das sobretensões ao injetar a corrente subsequente, ilustrada na Figura

4.2(b), o que mostra que a intensidade dessa corrente é suficiente para provocar a ionização do solo circunvizinho.

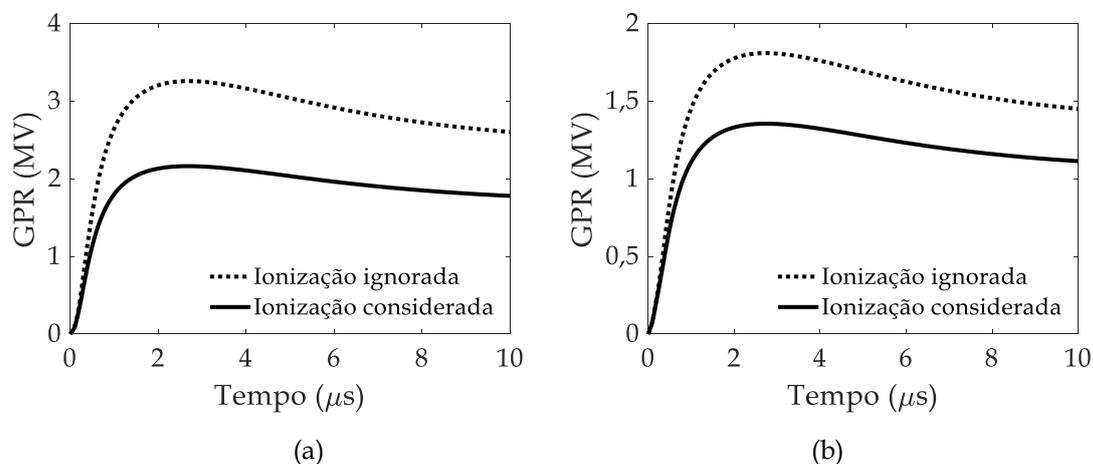


Figura 4.17 - Resultados de GPR (com e sem inclusão do efeito de ionização do solo) para haste de (a) 2,5 m e de (b) 5 m em um solo de resistividade igual a 1000 Ωm.

Pode-se notar destes resultados que, no caso da consideração do processo de ionização, ocorre a diminuição do pico do GPR, que, por sua vez, acarreta na redução da impedância impulsiva. Para a haste de 2,5 m, a redução de Z_p é de 34%, enquanto que, para um comprimento duas vezes maior, a redução de Z_p é menos pronunciada, sendo de 25%. À medida que se aumenta o comprimento, essa redução torna-se menos significativa. Esse fato mostra que o processo de ionização é mais relevante em sistemas de aterramento concentrados e de pequenas dimensões, em que a densidade de corrente dispersa para o solo é mais intensa.

Por esse motivo, o processo de ionização do solo tem influência significativa na performance de aterramentos empregados em linhas de distribuição e submetidos a altas correntes, que são constituídos geralmente por pequenas hastes verticais interligadas. Enquanto que, para sistemas de aterramento com grandes dimensões, tais como os cabos contrapeso em torres de linhas de transmissão, esse processo físico tende a ser menos expressivo e, praticamente, não é capaz de afetar o valor de Z_p .

Também é de interesse avaliar a influência da resistividade no estudo do efeito da ionização do solo em aterramentos elétricos. Desse modo, são

analisados três tipos de solo com resistividade baixa ($\rho_0 = 100 \Omega\text{m}$), moderada ($\rho_0 = 1000 \Omega\text{m}$) e elevada ($\rho_0 = 4000 \Omega\text{m}$). A Figura 4.18 ilustra essa análise de sensibilidade, em que são plotadas as curvas de impedância impulsiva para diferentes valores de corrente de pico para uma descarga subsequente (valores esses que estão acima do limiar de início do processo de ionização). Com o aumento do valor de pico da corrente, o fenômeno de ionização torna-se mais intenso e, assim, ocorre a redução da impedância impulsiva. Solos de maior resistividade, que acarretam em campos elétricos mais elevados, a redução Z_p é mais expressiva.

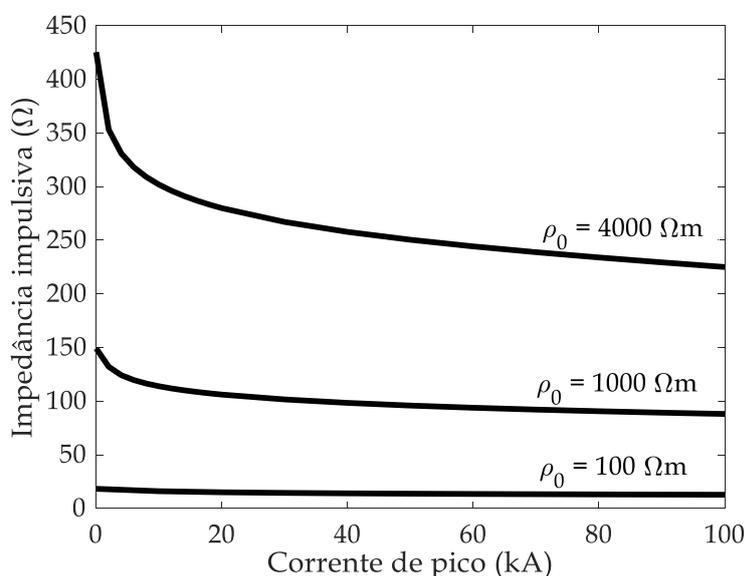


Figura 4.18 - Impedância impulsiva em função da corrente de pico para uma haste de 5 m enterrada em solos de diferentes resistividades, considerando o fenômeno de ionização do solo.

Ao investigar as curvas da Figura 4.18 tem-se, para o solo de $\rho_0 = 100 \Omega\text{m}$, uma diminuição de 30,3% na impedância impulsiva para o intervalo analisado. Enquanto que, para $\rho_0 = 1000 \Omega\text{m}$, Z_p reduz 41% e, para o solo de resistividade elevada ($\rho_0 = 4000 \Omega\text{m}$), a redução é de 47,1%. Assim, esses resultados mostram que há uma diminuição efetiva na impedância impulsiva quando se considera a ocorrência de ionização do solo. Além disso, a redução assume valores mais significativos para solos com resistividades maiores. E, à medida que se aumenta a intensidade da corrente injetada, o valor de Z_p decai. Essa última afirmação é analisada, em específico, na Figura 4.19.

Para investigar o efeito da intensidade de corrente, a Figura 4.19 apresenta várias curvas de GPR, em pu, para uma haste de 5 m em solo de resistividade moderada e igual a $1000 \Omega\text{m}$. As curvas são simuladas para formas de onda de corrente do tipo subsequente, em que se altera o valor de pico entre 1,0 e 100,0 kA. Os resultados são plotados tendo como referência o valor de pico da tensão para $I = 1,0 \text{ kA}$.

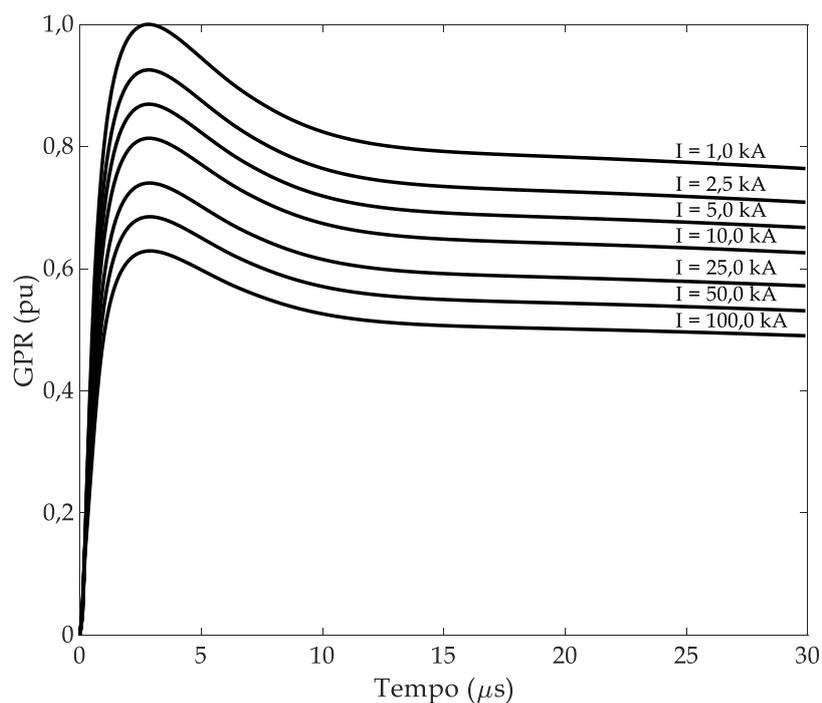


Figura 4.19 - GPR ao longo do tempo de uma haste de 5 m em solo de resistividade igual a $1000 \Omega\text{m}$, considerando diferentes valores de pico de corrente e o fenômeno de ionização do solo.

Nota-se a redução no valor de GPR à medida que a intensidade de corrente aumenta. Para corrente de pico igual a 2,5 kA, a redução da tensão de pico é de 7,5%, em relação a $I = 1,0 \text{ kA}$. Já para $I = 100,0 \text{ kA}$, a queda do pico do GPR é de 37,1%.

4.5 Considerações finais

Neste capítulo foram apresentados resultados referentes, estritamente, a sistemas de aterramento com intuito de validar a modelagem proposta no domínio do tempo e realizar análises de sensibilidade.

Na investigação da validade do modelo, foram simulados diversos arranjos de aterramento em diferentes tipos de solo. Os resultados de GPR foram comparados com o HEM e mostraram elevada concordância tanto para as curvas com a hipótese de parâmetros elétricos do solo constantes quanto para as curvas com a hipótese de parâmetros dependentes da frequência.

Em seguida, avaliou-se os efeitos de propagação por meio da análise das tensões nas extremidades dos eletrodos para solos de baixa e moderada resistividade. Os resultados mostraram que o HEM-TD contabiliza tais efeitos de forma precisa ao comparar com o HEM.

Também foram analisados resultados de simulação ao considerar a não linearidade do fenômeno de ionização do solo, que, por sua vez, é diretamente incluído na modelagem, por se tratar de formulações no domínio do tempo.

Por meio das avaliações descritas no capítulo, é perceptível que as simulações realizadas com a ausência do efeito de ionização e a hipótese de parâmetros constantes do solo traduzem um caráter de cálculo conservativo. Assim, as considerações da dependência da frequência dos parâmetros do solo e do processo de ionização do solo são benéficas para o desempenho do aterramento, pois conferem em melhorias do ponto de vista de redução da impedância impulsiva e da elevação do potencial.

5. Aplicações da modelagem no domínio do tempo em linhas de transmissão

5.1 Introdução

Como fora introduzido no capítulo anterior, após a formulação do modelo eletromagnético no domínio do tempo e sua implementação na forma de uma ferramenta computacional, que incluía recursos especiais para ter em conta todos os principais fatores de influência na resposta de sistemas elétricos submetidos a correntes de descargas atmosféricas (considerado no capítulo 3), os desenvolvimentos do trabalho se voltaram para a validação do modelo. Tal validação foi projetada com base na comparação dos resultados providos por ele para condições genéricas e representativas de aplicação com resultados considerados de referência (resultados experimentais ou providos por modelos de qualidade comprovada). A validação envolveu dois campos de aplicação da maior relevância para a engenharia de proteção contra os efeitos de descargas atmosféricas: a resposta transitória de aterramentos elétricos e de linhas de transmissão submetidas a correntes de descargas atmosféricas. O capítulo 4 abordou detalhadamente as aplicações em aterramento, contemplando inclusive a presença dos efeitos de ionização e de dependência da frequência dos parâmetros do solo.

O presente capítulo é dedicado à validação do modelo nas aplicações relativas à linha de transmissão. A formulação analítica desenvolvida que resultou no modelo HEM-TD, descrita no Capítulo 2, possibilita sua aplicação genérica no cálculo das ondas de tensão e corrente que se propagam, guiados por condutores cilíndricos longos imersos em um meio qualquer (caracterizado por seus parâmetros eletromagnéticos macroscópicos), ou que possam ser aproximados como cilíndricos. Assim, a aplicação a problemas envolvendo a incidência de descargas em linhas de transmissão é plenamente consistente.

Nas aplicações em linhas de transmissão interessa, sobretudo, a aplicação do modelo para determinação da sobretensão resultante nas estruturas (torres ou postes), nos pontos de incidência de descargas e nos isoladores da linha. Há um interesse particular no cálculo da sobretensão nas cadeias de isoladores, para se verificar a ocorrência (ou não) de *backflashover*, principal mecanismo responsável por desligamentos das linhas instaladas sobre solos de resistividade alta e moderada [Visacro, 2007b]. Mas de forma geral, interessa, também, determinar a distribuição das ondas de corrente e tensão ao longo dos componentes da linha.

Nesta perspectiva, as avaliações deste capítulo, consideraram as sobretensões resultantes da incidência de uma primeira descarga em torres da linha (como recomendado neste tipo de aplicação), tanto com uso da representação física dos eletrodos de pé de torre, quanto da representação concisa destes, por meio da correspondente impedância impulsiva. Realizaram-se algumas análises de sensibilidade adicionais, como o efeito do valor da impedância da torre atingida e das adjacentes. Nas comparações correspondentes tomaram-se como referência resultados de alta exatidão, providos pela simulação com o HEM.

As avaliações se estenderam a duas condições especiais de aplicação, nas quais há uma certa limitação de uso direto do HEM: solicitações da linha na presença de dispositivos para-raios nas torres e na ocorrência de efeito corona. Neste último caso, considerou-se apenas a incidência no cabo de blindagem a meio de vão, que consiste na condição em que o efeito corona tem maior impacto nas sobretensões resultantes na linha de transmissão. Nas comparações correspondentes ao uso de para-raios, tomaram-se como referência resultados providos pela simulação em plataforma do tipo EMTP/ATP. No caso do efeito corona, explorou-se apenas a avaliação de resultados por falta de uma referência para comparação.

5.2 Metodologia de desenvolvimento

Para desenvolver os resultados e análises neste capítulo, são simuladas as sobretensões resultantes nos isoladores devido à incidência de descargas atmosféricas no topo da torre de linha de transmissão. Os testes são realizados utilizando-se dados reais de linha de transmissão trifásica de 138 kV de circuito simples, com arranjo típico e vão de 400 m. A Figura 5.1 representa as condições de incidência direta na torre e no cabo de blindagem a meio de vão, com a inclusão das torres adjacentes. A Figura 5.2 exibe a geometria da torre típica da linha, de 30 m de altura.

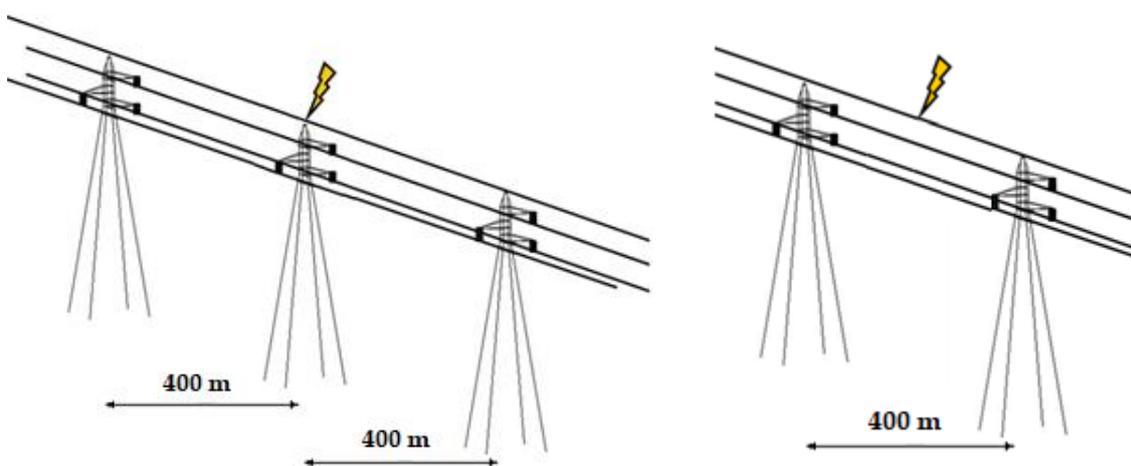


Figura 5.1 - Linha de transmissão de 138 kV com incidência da descarga atmosférica direta (a) no topo da torre e (b) no meio do vão.

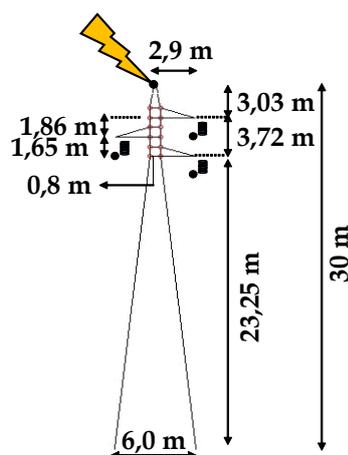


Figura 5.2 - Detalhes da geometria da torre.

A forma de onda da corrente adotada nas simulações é a de primeira descarga de retorno duplo pico, já apresentada na Figura 4.2(a), que é adotada nas avaliações da resposta de aterramentos do capítulo anterior.

Por se tratar de linhas de comprimento muito grande, é realizado o casamento automático nas simulações para evitar efeitos de reflexão, conforme detalhado na seção 3.5. O casamento ocorre a uma distância de 430 m da torre central nos dois sentidos da linha de transmissão.

A seção 5.3 contempla as avaliações relativas às sobretensões na cadeia de isoladores da torre atingida para diferentes dimensões de eletrodos de aterramento da linha, considerando a representação física destes. A seção 5.4 avalia tais sobretensões segundo uma representação concisa dos eletrodos, para diferentes valores de impedância impulsiva da torre central, enquanto a influência da impedância impulsiva das torres adjacentes é abordada na seção 5.5. A seção 5.6 avalia resultados referentes ao uso de dispositivos para-raios na torre e a seção 5.7 apresenta resultados desenvolvidos na ocorrência de efeito corona, que não fora considerado nas seções anteriores. Nas simulações registradas neste capítulo, os efeitos da ionização do solo são desconsiderados.

5.3 Avaliação das sobretensões na cadeia de isoladores para aterramentos com cabo contrapeso

Nesta seção, são apresentadas as sobretensões resultantes de incidência direta de descarga na torre de transmissão central, considerando o arranjo de aterramento típico da linha, ilustrado na Figura 5.3. As simulações foram realizadas, considerando a dependência da frequência, para três tipos de solo, são eles: $\rho_0 = 100 \Omega\text{m}$, $\rho_0 = 1000 \Omega\text{m}$ e $\rho_0 = 4000 \Omega\text{m}$. O comprimento dos cabos contrapeso foram adotados de acordo com o valor ρ_0 , sendo $L = 5 \text{ m}$ para o solo de baixa resistividade, $L = 50 \text{ m}$ para o solo de resistividade moderada e $L = 100 \text{ m}$ para o solo de resistividade elevada.

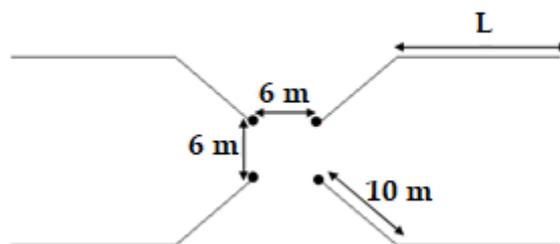


Figura 5.3 – Configuração típica de aterramento de pé de torre com cabos contrapeso.

Para cada configuração empregada no respectivo tipo de solo, são simuladas e ilustradas na Figura 5.4, as sobretensões na cadeia de isoladores superior e inferior em resposta à incidência no topo da torre. A sobretensão no isolador é calculada pela diferença entre a sobretensão na estrutura e a sobretensão na fase.

As curvas das sobretensões obtidas pelo modelo proposto no domínio do tempo são comparadas com as curvas dadas pelo HEM. Assim como os resultados obtidos no capítulo anterior, em que se avaliaram, estritamente, diferentes sistemas de aterramento, os resultados da Figura 5.4, que consideram a presença de condutores no ar, mostram uma boa concordância entre os dois modelos.

Para as dimensões $L = 5 \text{ m}$, $L = 50 \text{ m}$ e $L = 100 \text{ m}$ nos solos de ρ_0 igual a $100 \Omega\text{m}$, $1000 \Omega\text{m}$ e $4000 \Omega\text{m}$, respectivamente, as impedâncias impulsivas dos respectivos aterramentos da torre central são de $2,6$, $9,0$ e $17,1 \Omega$, considerando a corrente típica de uma primeira descarga de retorno. As sobretensões nas cadeias são mais elevadas para as torres de maior impedância, sendo os picos nas cadeias superiores, calculados no HEM-TD, iguais a 430 , 490 e 576 kV , para os solos de baixa, moderada e elevada resistividade, respectivamente.

Como esperado, a frente da onda das sobretensões se assemelha àquela da corrente impressa, mostrada na Figura 4.2(a). Porém, após o pico, há uma redução acentuada nas sobretensões, atribuída, em parte, à onda negativa refletida no aterramento da torre central. Essa queda, após o pico, é ainda maior para o solo de menor impedância impulsiva, como pode ser visto na Figura 5.4(a). Além disso, há o efeito das reflexões negativas no aterramento das torres

adjacentes, contribuindo para essa redução brusca na sobretensão. Esse segundo efeito torna-se mais evidente ao analisar as oscilações repetitivas ao longo da cauda de, aproximadamente, $3 \mu\text{s}$, que são derivadas das reflexões das torres adjacentes, devido à parcela da corrente que é transmitida pelo cabo de blindagem.

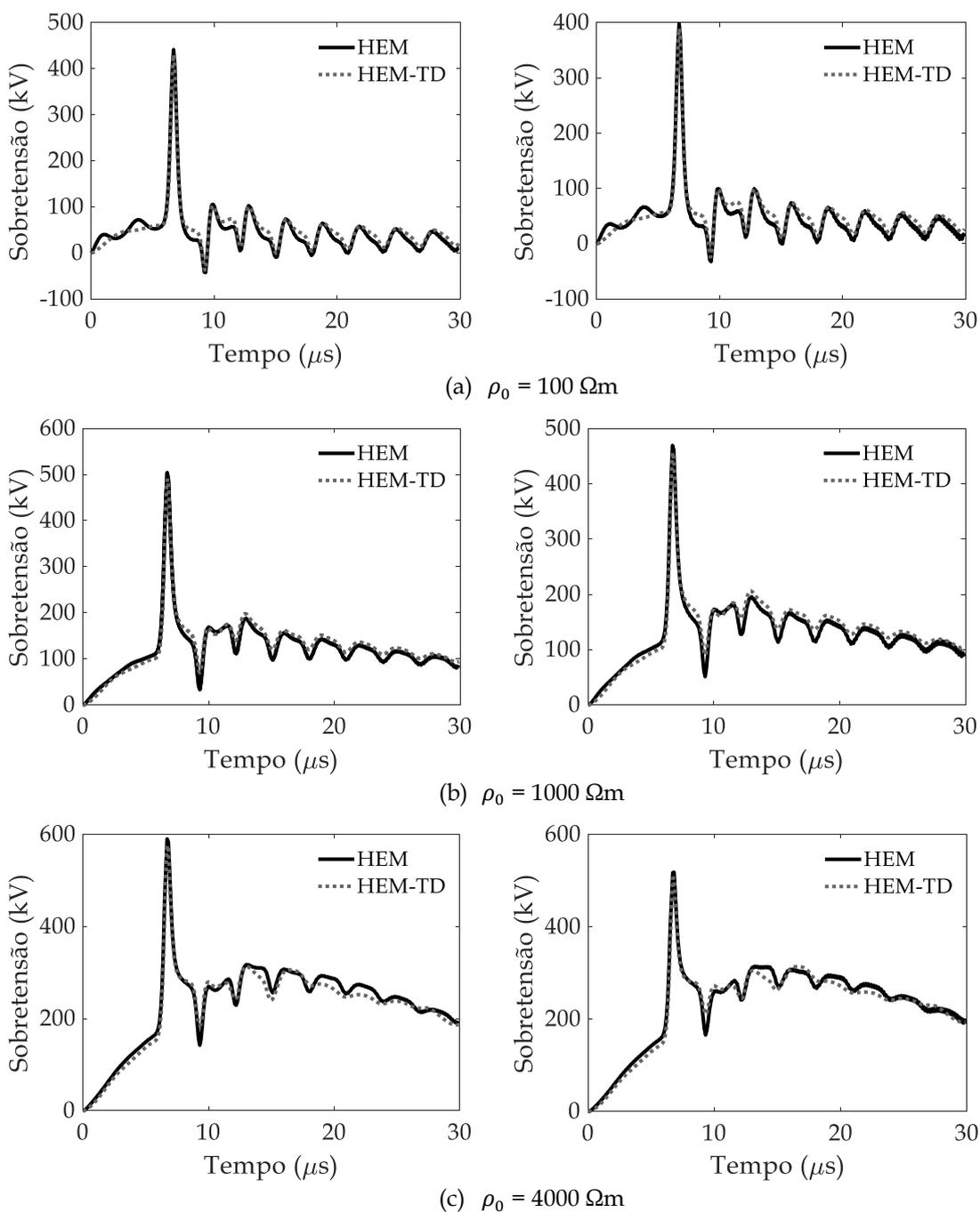


Figura 5.4 - Sobretensões nas cadeias de isoladores superior (esquerda) e inferior (direita) para os seguintes valores de L e de ρ_0 : (a) $L = 5 \text{ m}$ e $\rho_0 = 100 \Omega\text{m}$, (b) $L = 50 \text{ m}$ e $\rho_0 = 1000 \Omega\text{m}$ e (c) $L = 100 \text{ m}$ e $\rho_0 = 4000 \Omega\text{m}$.

5.4 Avaliação das sobretensões considerando a representação concisa do aterramento

Após análise das sobretensões nos isoladores para diferentes solos e dimensões de cabo contrapeso, nesta seção procede-se à comparação de resultados, considerando-se o efeito da impedância de aterramento da torre central. Para essa finalidade, o aterramento de pé de torre é representado por sua impedância impulsiva para primeira descarga de retorno. O valor da impedância da torre central ($Z_{P_{CENT.}}$) varia entre 10 e 40 Ω e o valor da impedância de aterramento das torres adjacentes ($Z_{P_{ADJ.}}$) é mantido fixo e igual a 20 Ω .

A Figura 5.5 ilustra as curvas da sobretensão na cadeia superior e inferior da torre atingida. A observação relevante quanto aos resultados obtidos com os dois modelos corresponde à grande similaridade das curvas ao longo do tempo. A proximidade entre as curvas providas como resultado dos dois modelos cresce com o aumento da impedância de pé de torre.

As curvas permitem, ainda, ilustrar a influência do valor da impedância $Z_{P_{CENT.}}$ na amplitude das sobretensões. É possível perceber que, o aumento de $Z_{P_{CENT.}}$ acarreta numa elevação significativa do valor de pico da sobretensão. Em relação $Z_{P_{CENT.}} = 10 \Omega$, há um aumento no pico da sobretensão da cadeia superior de 21,7% e de 62,0% para impedância de 20 Ω e de 40 Ω , respectivamente, e, na sobretensão da cadeia inferior, o acréscimo é de 26,2%, para $Z_{P_{CENT.}} = 20 \Omega$, e de 74,8%, para $Z_{P_{CENT.}} = 40 \Omega$. Por outro lado, percebe-se que, após o pico, a redução na cauda da onda é mais pronunciada para $Z_{P_{CENT.}} = 40 \Omega$, pois para esse valor elevado de impedância o efeito das reflexões nas torres adjacentes é mais pronunciado, já que se tem $Z_{P_{ADJ.}} < Z_{P_{CENT.}}$.

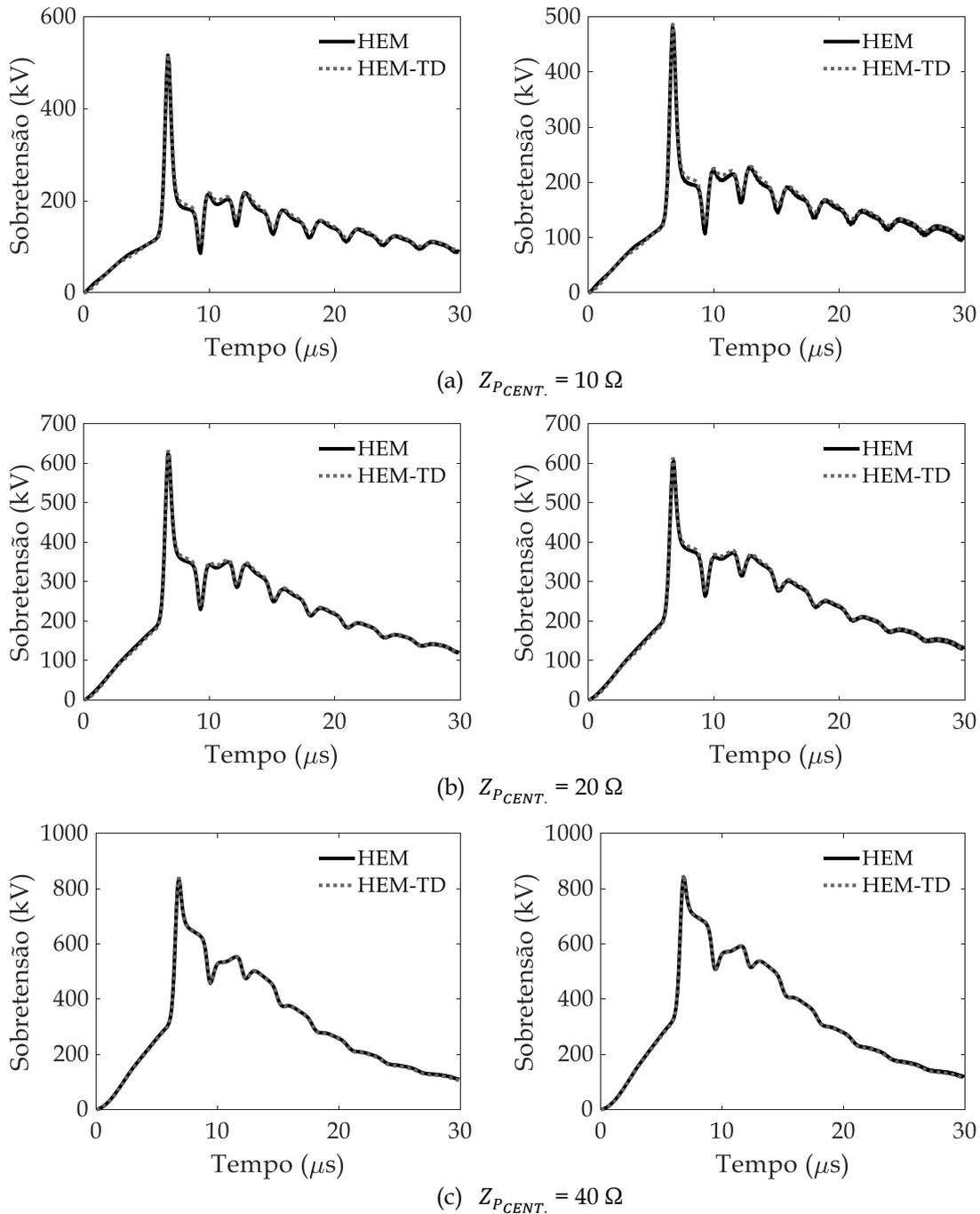


Figura 5.5 - Sobretensões nas cadeias de isoladores superior (esquerda) e inferior (direita) da torre central para $Z_{P_{ADJ.}} = 20 \Omega$ e diferentes valores de $Z_{P_{CENT.}}$: (a) 10Ω , (b) 20Ω , (c) 40Ω .

5.5 Avaliação das sobretensões considerando a variação da impedância das torres adjacentes

As avaliações foram ampliadas para considerar, também, a variação da impedância das torres adjacentes. São avaliadas as sobretensões nas cadeias de

isoladores da torre atingida em função de $Z_{P_{ADJ}}$. A Figura 5.6 apresenta as sobretensões nas cadeias superior e inferior da torre atingida, que apresenta impedância impulsiva de 20Ω , variando o valor da impedância impulsiva das torres adjacentes ($Z_{P_{ADJ}} = 10, 20$ e 40Ω).

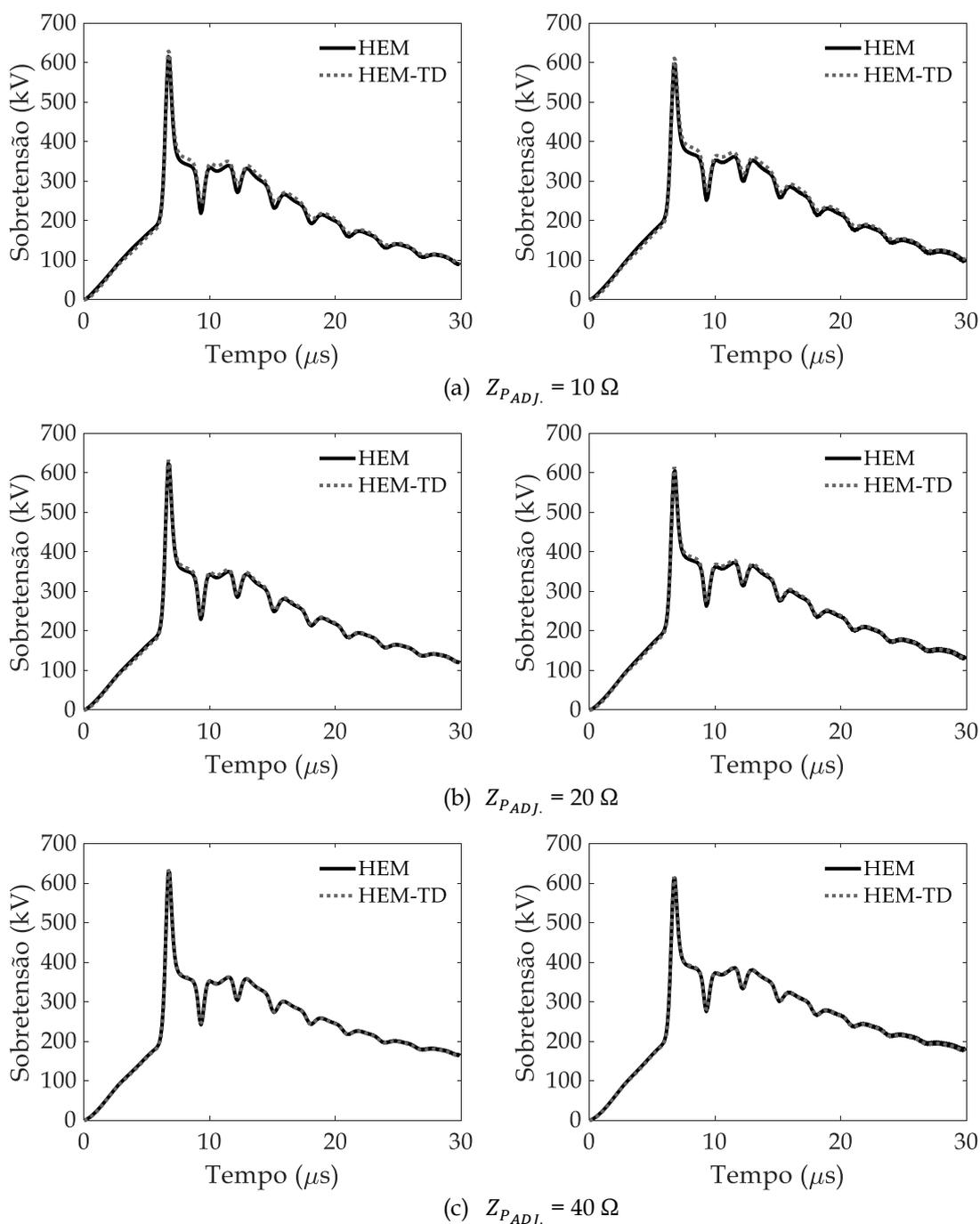


Figura 5.6 – Sobretensões nas cadeias de isoladores superior (esquerda) e inferior (direita) da torre central para $Z_{P_{CENT.}} = 20 \Omega$ e diferentes valores de $Z_{P_{ADJ}}$: (a) 10Ω , (b) 20Ω , (c) 40Ω .

As curvas mostram que os resultados providos pelos dois modelos são quase coincidentes. As oscilações de cerca de $3 \mu s$, atribuídas às reflexões nas

torres adjacentes, são observadas após a frente da onda. Percebe-se que a variação da impedância impulsiva nas torres adjacentes não altera a qualidade dos resultados providos pelo HEM-TD e, tampouco, a amplitude das sobretensões.

Por outro lado, os mesmos dados da Figura 5.6 (apenas aqueles obtidos com o HEM-TD), são compilados nas curvas da Figura 5.7 para denotar que o efeito variação da impedância das torres adjacentes se faz sentir apenas na cauda das ondas de sobretensão.

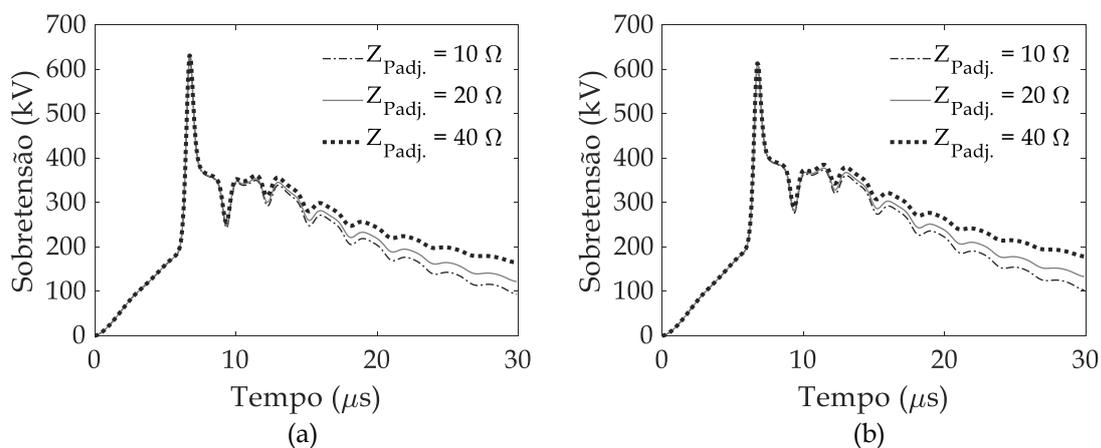


Figura 5.7 – Sobretensões nas cadeias de isoladores (a) superior e (b) inferior da torre central para diferentes valores de Z_{PADJ} , e para $Z_{PCENT.} = 20 \Omega$

As curvas mostram que valores maiores de Z_{PADJ} resultam em menor redução da sobretensão na cauda. Isto decorre do fato de que as amplitudes das ondas de sobretensão de reflexão negativas nas torres adjacentes são menos pronunciadas para valores de Z_{PADJ} mais elevados.

5.6 Avaliação de resultados na presença de dispositivos para-raios nas torres

Uma das principais motivações para se desenvolver a modelagem no domínio do tempo foi a possibilidade de sua aplicação direta na solução de problemas envolvendo não linearidades, correspondentes à variação dos parâmetros no tempo.

O dispositivo para-raios tem uma característica $V \times I$ que exibe uma impedância muito alta para tensões estacionárias (similar a um interruptor aberto para tensões de amplitude inferior a um determinado limite) e uma baixa impedância para sobretensões que excedem esse limite. Para a linha de 138 kV, foi adotada nas simulações a curva $V \times I$ do dispositivo apresentada na Figura 3.2. Na prática, o dispositivo para-raios é instalado em paralelo com as cadeias de isoladores. A atuação do dispositivo promove redução no valor da sobretensão nas cadeias de isoladores e diminui a probabilidade da ocorrência de *backflashover*, quando há a incidência de uma descarga atmosférica na linha de transmissão.

Esta seção apresenta um ensaio para verificar a eficiência da aplicação do modelo em casos de incidência de descargas em linhas de transmissão, considerando a presença de dispositivos para-raios (DPRs) na cadeia de isoladores. Para tal, analisa-se os resultados da aplicação do HEM-TD na perspectiva usual de instalação de dispositivos para-raios para melhoria de desempenho de linhas de transmissão. Na avaliação os resultados providos pelo modelo são comparados com aqueles calculados pela aplicação do *software* ATP (*Alternative Transients Program*). Vale ressaltar que o modelo do ATP é comparado com o HEM com a finalidade de comparar e validar as expressões para cálculo das impedâncias de surto das torres para simulação no ATP.

Na torre de uma linha de 138 kV é avaliado o uso de para-raios nas seguintes situações: apenas na cadeia superior, nas cadeias superior e intermediária e nas três cadeias de isoladores. Essa análise é feita considerando a

impedância impulsiva das torres central e adjacentes iguais a 40Ω ao injetar uma corrente típica de primeira descarga de retorno no topo da torre.

A Figura 5.8 apresenta as sobretensões na cadeia inferior para a situação em que não se utiliza o dispositivo de proteção e para as situações com 1, 2 e 3 DPRs.

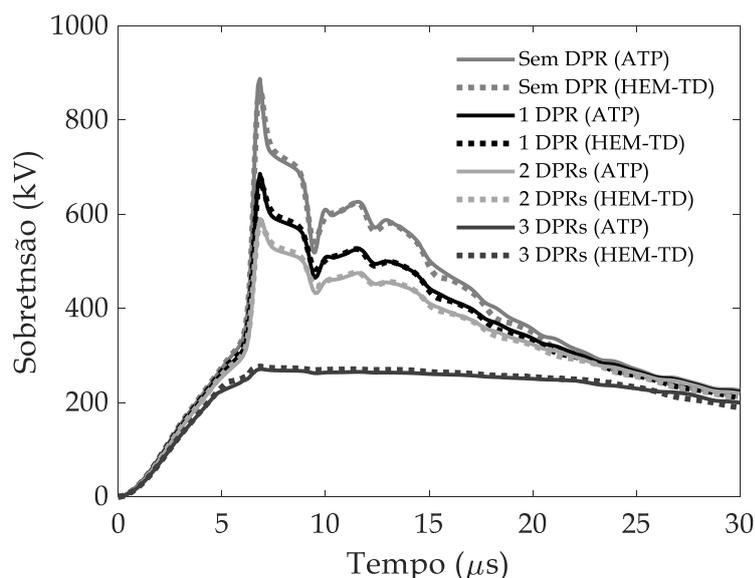


Figura 5.8 – Sobretensões na cadeia de isoladores inferior da torre central, para $Z_{P_{CENT.}}$ e $Z_{P_{ADJ.}}$ iguais a 40Ω , considerando os seguintes casos: i) sem para-raios, ii) para-raios instalado na cadeia superior, iii) para-raios instalados nas cadeias superior e intermediária e iv) para-raios instalados em todas as cadeias.

A comparação das curvas obtidas do ATP e do HEM-TD, para todas as situações testadas, mostra ótima concordância de resultados.

A Figura 5.8 possibilita, ainda, ilustrar fato relevante associado ao uso de para-raios, pouco explorado na literatura. Trata-se da necessidade de definir-se a faixa de condição eficiente de uso dos dispositivos DPRs, em função do número destes instalados. Apesar do uso destes acarretar a redução da sobretensão nas cadeias de isoladores das fases não protegidas, há a necessidade de se verificar se tal redução é suficiente para evitar a ocorrência de *backflashover*. O uso de um único dispositivo ou dois diminui em 23% e 33%, respectivamente, a sobretensão máxima na cadeia inferior, em relação à sobretensão desenvolvida na ausência destes dispositivos.

A presença de dispositivos para-raios nas três cadeias de isoladores acarreta amplitudes de sobretensões insignificantes para causar falhas e desligamentos. Como pode ser observada, na Figura 5.8, a curva de sobretensão, na cadeia inferior para o caso com 3 DPRs, ilustra o efeito da não linearidade que ocorre nas cadeias com a inserção desses dispositivos em paralelo, em que é possível perceber o DPR atuando no grampeamento do valor da sobretensão resultante sobre a cadeia durante o surto atmosférico.

O uso de para-raios em todas as cadeias de uma torre é extremamente eficaz para evitar o *backflashover* naquela torre. No entanto, o custo dessa prática é muito alto, pois, além dos custos dos dispositivos, envolve a instalação e manutenção dos dispositivos nas torres. Em alguns casos, esse custo inviabiliza a aplicação em larga escala de tal medida. Assim, o uso de para-raios apenas em uma ou duas cadeias da torre e naquelas torres "críticas" ao longo da linha tem sido uma prática relativamente comum.

Por outro lado, sabe-se que a instalação do para-raios para proteger apenas uma ou duas cadeias de uma linha de transmissão pode permitir que a cadeia de isoladores desprotegida da torre atingida ainda esteja suscetível a *backflashover*, dependendo da impedância de pé de torre. É também presumível que, mesmo quando para-raios são instalados em uma torre atingida, durante a sua operação, as sobretensões são transferidas para as torres adjacentes e, se não estiverem protegidas com para-raios, sob determinadas condições de impedância de pé de torre das torres atingidas e adjacentes, há o risco de *backflashover* nas torres adjacentes.

Da Figura 5.8 depreende-se a melhoria de desempenho da torre protegida com a instalação de dispositivos para-raios. Por outro lado, uma aplicação de interesse corresponde à verificação da sobretensão nos isoladores das torres adjacentes, resultantes da atuação dos DPRs da torre atingida. Em alguns casos, e condições específicas, a "transferência" desta sobretensão pode resultar em *backflashover* na torre adjacente, notadamente no caso de instalação de DPRs protegendo todas as fases da torre central atingida pela descarga e torres

adjacentes não protegidas exibindo valores de impedância de aterramento muito inferiores àqueles da torre central.

Um caso particular é analisado na Figura 5.9, mas que permite investigar para as outras situações. Na Figura 5.9, têm-se as curvas para as sobretensões nas cadeias superior e inferior da torre adjacente. O caso em análise é para a alocação de um único DPR na torre central, instalado na cadeia superior e para os mesmos valores de impedância impulsiva simulados no estudo da Figura 5.8.

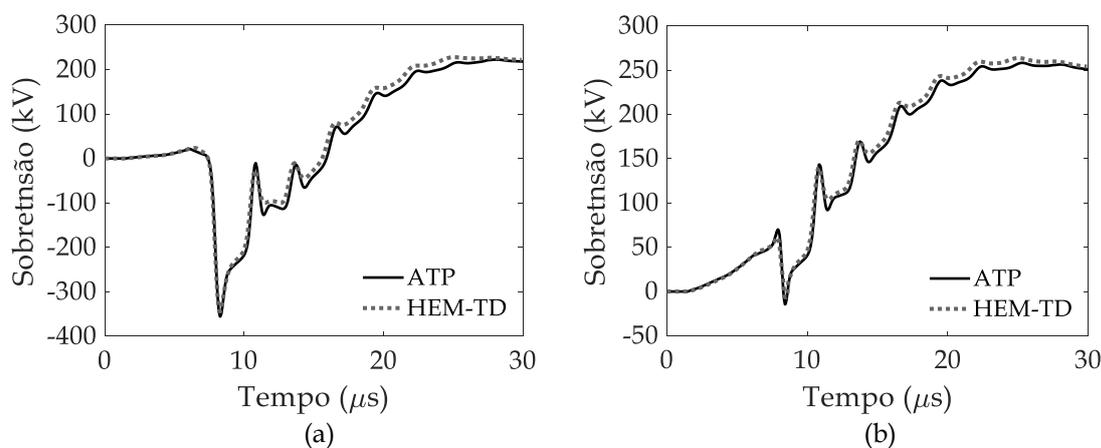


Figura 5.9 – Sobretensões nas cadeias de isoladores (a) superior e (b) inferior das torres adjacentes, considerando a presença de um dispositivo para-raios na cadeia superior da torre central para $Z_{PCENT.}$ e $Z_{PADJ.}$ iguais a 40Ω .

O primeiro aspecto a ressaltar é ótima concordância de resultados obtidos a partir dos dois modelos.

A Figura 5.9 ilustra também outros aspectos interessantes de aplicação, como as modificações na forma de onda das sobretensões, acarretadas pelo efeito das reflexões sucessivas nas estruturas e pela redução na inclinação da frente de onda durante a sua propagação ao longo da linha de transmissão.

A sobretensão resultante no isolador superior da torre adjacente, mostrado na Figura 5.9(a), assume valores negativos nos primeiros instantes. Uma das causas para tal fato é que uma grande parte da sobretensão na estrutura superior da torre atingida é transferida para o cabo fase, através do equipamento de proteção, e é transmitida para a torre adjacente. Com isso, na torre adjacente, tem-se uma sobretensão na fase superior mais elevada que a sobretensão na estrutura

dessa torre, resultando sobretensões negativas. Essa transferência através do DPR para o condutor fase até as próximas torres provoca sobretensões maiores, em módulo, na cadeia superior do que nas outras cadeias, ao comparar as Figuras 5.9(a) e 5.9(b).

Como citado anteriormente, o valor de $Z_{P_{CENT.}}$ influencia diretamente os valores máximos das sobretensões nos isoladores desprotegidos da torre central. Essa impedância impulsiva gera a elevação de potencial no aterramento, em que uma parcela considerável é conduzida para o topo da torre e, em seguida, para as torres adjacentes pelos condutores de fase, que contém DPRs, e pelo cabo de blindagem. Dessa forma, as sobretensões nos isoladores das torres adjacentes estão relacionadas às diferenças entre os GPRs da torre atingida e das torres adjacentes. Na ocasião de um valor elevado de $Z_{P_{CENT.}}$ e um valor baixo de $Z_{P_{ADJ.}}$, as sobretensões resultantes nas torres adjacentes são maiores, comparadas ao caso em que se tem valores elevados de $Z_{P_{CENT.}}$ e de $Z_{P_{ADJ.}}$.

A avaliação da influência do valor de $Z_{P_{ADJ.}}$ nas sobretensões das torres adjacentes, considerando a atuação de um único DPR no isolador superior da torre central, é feita comparando-se as Figuras 5.9 e 5.10. A Figura 5.10 apresenta as sobretensões nas cadeias superior e inferior das torres adjacentes, para $Z_{P_{CENT.}} = 40 \Omega$ e $Z_{P_{ADJ.}} = 10 \Omega$.

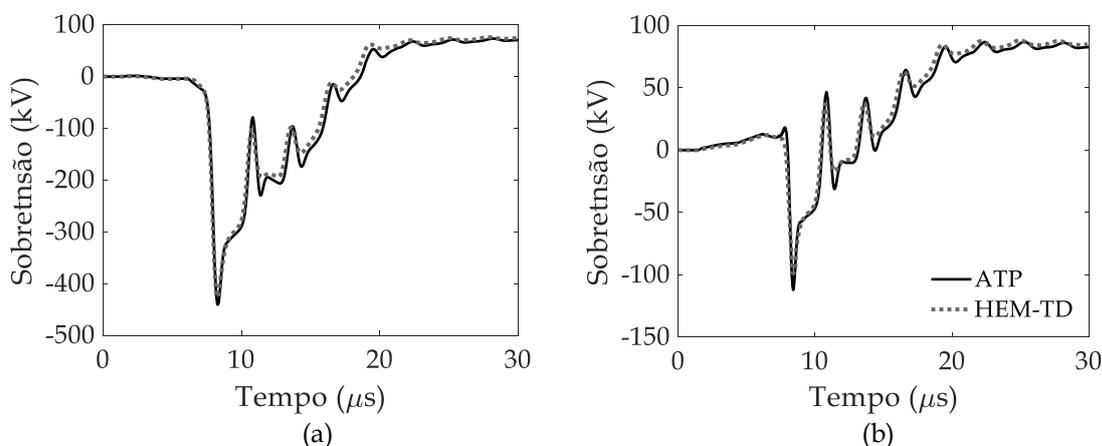


Figura 5.10 - Sobretensões nas cadeias de isoladores (a) superior e (b) inferior das torres adjacentes, considerando a presença de um dispositivo para-raios na cadeia superior da torre central para $Z_{P_{CENT.}} = 40 \Omega$ e $Z_{P_{ADJ.}} = 10 \Omega$.

Com a redução da impedância impulsiva das torres adjacentes de 40Ω para 10Ω , há um aumento de 24% no módulo do pico negativo da sobretensão na cadeia superior, como mostram as Figuras 5.9(a) e 5.10(a). Na cadeia inferior, o pico negativo da sobretensão, para $Z_{P_{ADJ.}} = 10 \Omega$, é 15 vezes maior do que para $Z_{P_{ADJ.}} = 40 \Omega$.

O aumento com o número de para-raios instalados na estrutura atingida, eleva o risco de desligamentos nas torres adjacentes. Isso pode ser ilustrado por meio dos gráficos da Figura 5.10 com apenas 1 DPR na cadeia superior. Se é feita uma nova situação em que a torre central é composta por 3 DPRs, a curva de sobretensão na cadeia inferior torna-se similar a curva da cadeia superior, apresentada na Figura 5.10(a), o mesmo acontece com a cadeia intermediária.

5.7 Análise do cômputo do efeito corona

No estudo do desempenho de linhas de transmissão frente a correntes impulsivas, é interessante verificar a influência da inclusão do efeito corona nas simulações. Este fenômeno não linear é computado no modelo por meio da alteração da matriz de acoplamento transversal, considerando a formulação para sua expressão como indicado na seção 3.3.

Nesta seção, ilustra-se o impacto da presença desse efeito nas sobretensões decorrentes da injeção de uma corrente representativa de primeira descarga no meio do vão de 400 m da linha de transmissão de 138 kV, conforme representado na Figura 5.1(b).

A Figura 5.11 apresenta três curvas comparativas da sobretensão resultante no ponto de incidência no cabo de blindagem. As três curvas são referentes à: i) situação em que não se leva em conta o efeito corona; ii) situação em que o efeito corona é considerado para $I_p = 31 \text{ kA}$ e iii) situação em que o efeito corona é considerado para $I_p = 93 \text{ kA}$. A impedância impulsiva adotada nas torres de transmissão próximas ao ponto de injeção da corrente é de 10Ω .

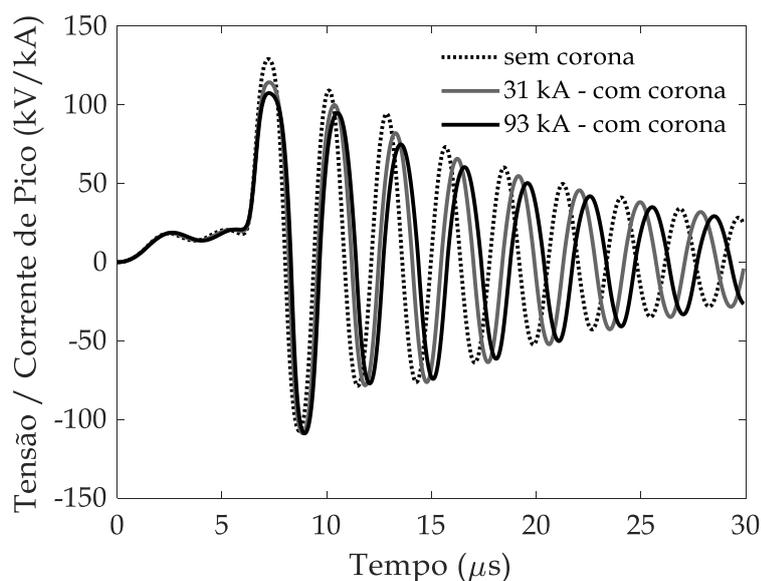


Figura 5.11 - Impacto do efeito corona na sobretensão no ponto de incidência no cabo de blindagem a meio do vão. Impedância das torres adjacentes ao ponto de incidência: $Z_p = 10 \Omega$.

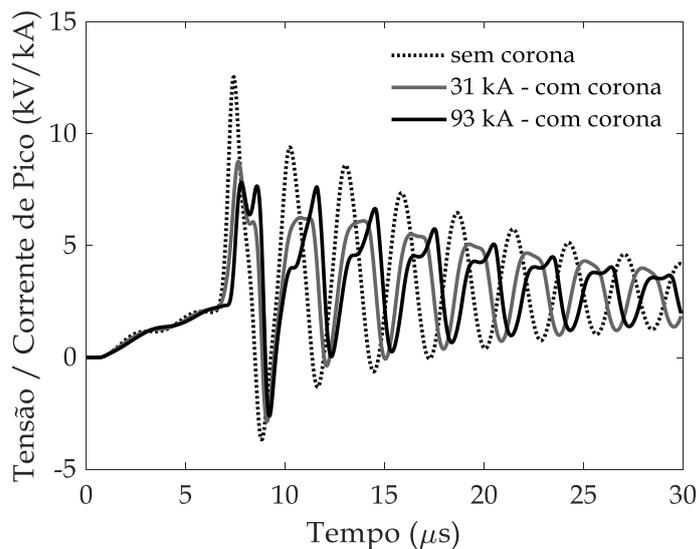
As curvas são apresentadas em função da corrente máxima injetada, para denotar o impacto do efeito para diferentes níveis de corona. Nota-se na Figura 5.11 que, em termos de sobretensão no ponto de incidência, o impacto do efeito corona é relativamente discreto, embora cresça com a maior amplitude da corrente de descarga. Ao considerar o envelope de corona, o efeito capacitivo torna-se mais relevante, resultando na redução da sobretensão e em deslocamento da fase da onda de sobretensão, correspondendo a um leve atraso.

As reduções dos picos de sobretensão no ponto de incidência, em relação ao caso em que não se considera o efeito corona, são de 11,5% e de 16,8%, para os casos com corona relativos a $I_p = 31 \text{ kA}$ e $I_p = 93 \text{ kA}$, respectivamente.

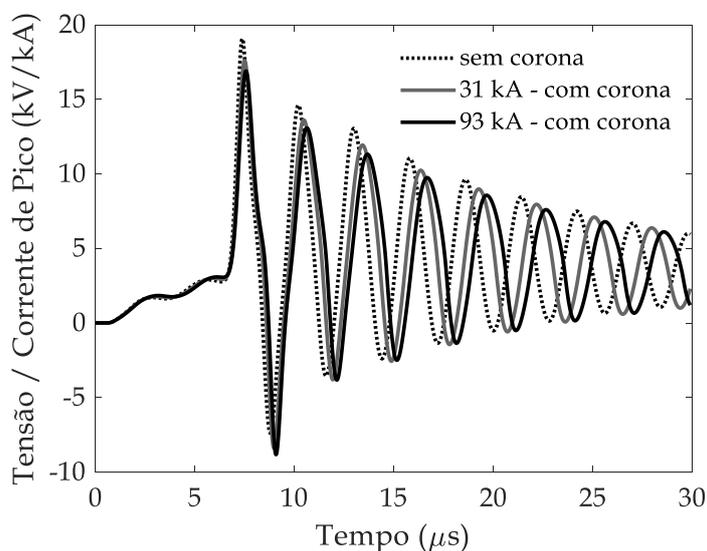
Para as mesmas condições, são apresentadas, na Figura 5.12(a), as curvas de sobretensão na cadeia de isoladores superior da torre mais próxima (a 200 m) do ponto de incidência. Para melhor compreensão desse resultado são mostradas as sobretensões desenvolvidas na estrutura, Figura 5.12(b), e na fase superior, Figura 5.12(c), de cuja diferença se obtém a sobretensão nas respectivas cadeias de isoladores.

As curvas da Figura 5.12(a) denotam alguns aspectos relevantes. Adotando-se a modelagem do efeito corona na seção 3.3, os resultados de

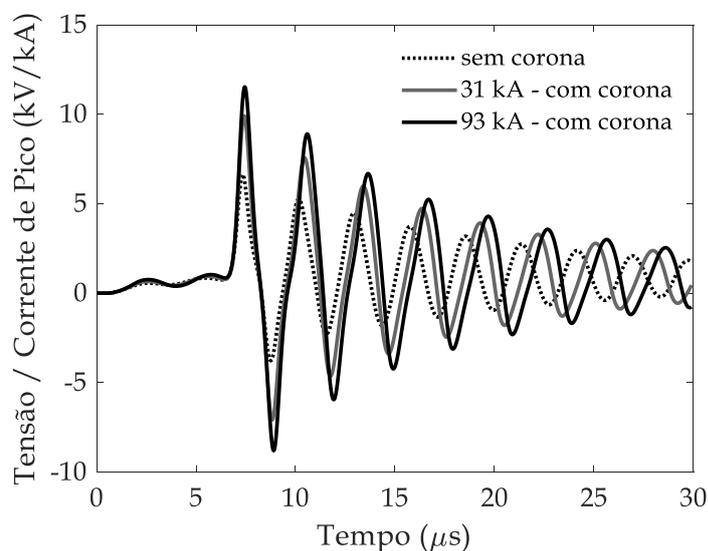
simulação mostram uma alteração significativa da sobretensão na cadeia de isoladores da torre próxima, para a incidência a meio de vão. Esta alteração se expressa de duas formas, a redução da amplitude da sobretensão e a modificação da forma de onda, incluindo um atraso crescente com o aumento efeito. É evidente o atraso na propagação da onda de tensão ao incluir o efeito corona, sendo esse atraso maior para a corrente de maior intensidade ($I_p = 93 \text{ kA}$).



(a)



(b)



(c)

Figura 5.12 - Sobretensões na (a) cadeia superior da torre próxima, (b) na estrutura e (c) na fase, no caso de incidência no meio do vão para $Z_p = 10 \Omega$, considerando o efeito corona.

Também é evidente a diminuição da sobretensão desenvolvida na cadeia de isoladores ao incluir o efeito corona. Para $I_p = 31 \text{ kA}$, a redução da tensão

máxima é de 30,2%. E, para $I_p = 93$ kA, o pico da tensão reduz 37,6% com a consideração do fenômeno não linear. Note que embora a variação seja muito significativa ao considerar-se a presença do efeito, esta modifica-se pouco com diferenças muito significativas nos níveis do efeito associadas ao aumento da corrente de descarga.

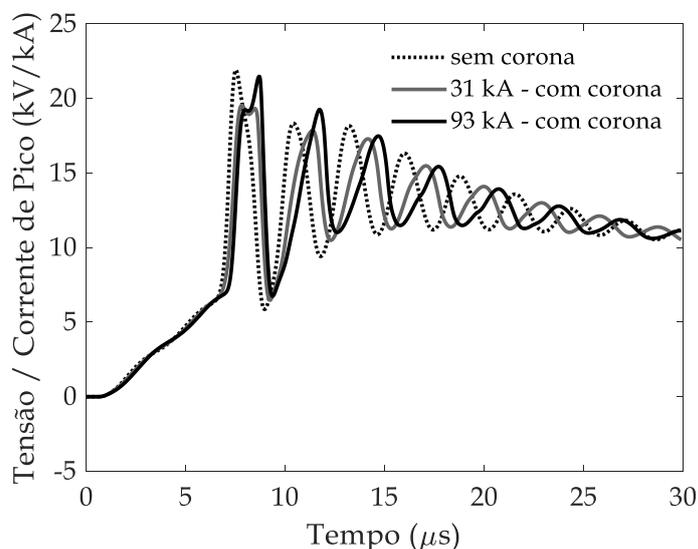
Outro resultado interessante decorre da análise das Figuras 5.12(b) e 5.12(c). Nota-se que a sobretensão no topo da estrutura é muito pouco afetada pelo efeito. As ondas são muito próximas. Ao modelar-se o efeito por meio do aumento do raio efetivo do condutor de blindagem, há uma redução de 7,68% e de 11,4% no pico da sobretensão da estrutura, respectivamente para $I_p = 31$ kA e $I_p = 93$ kA, em comparação com o caso sem a presença do efeito. Na Figura 5.12(c) fica evidente o aumento dos níveis de sobretensão ao considerar o efeito corona, devido à intensificação do acoplamento entre o cabo de blindagem e a fase. Os aumentos são de 48,3% e 71,5% nos picos das sobretensões da fase superior, para $I_p = 31$ kA e $I_p = 93$ kA, respectivamente.

A diferença nas sobretensões na cadeia de isolador devido ao efeito corona é, na realidade, decorrente do impacto do efeito corona nesse acoplamento entre cabo de blindagem e fases. Esse aumento é causado pelo acoplamento transversal entre a fase e o cabo de blindagem, que se torna maior com o aumento do raio efetivo e, conseqüente redução da distância entre a fase e o cabo de blindagem.

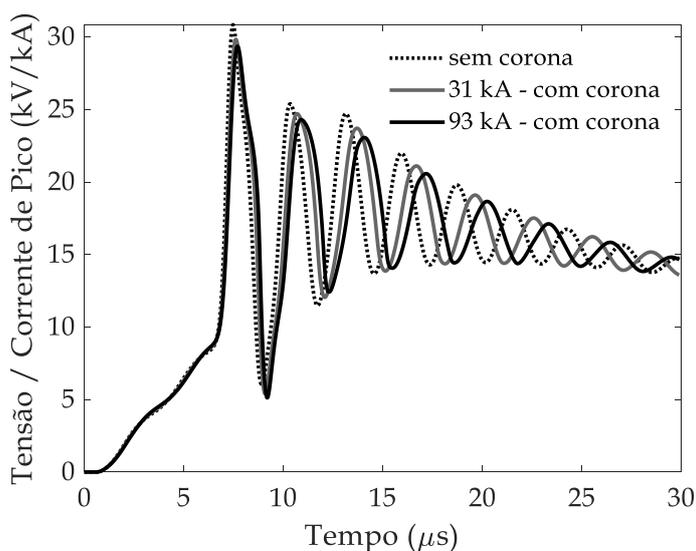
Uma outra observação é realizada na Figura 5.12(a) para a corrente máxima de 93 kA com inclusão do efeito corona. Após o primeiro pico, percebe-se que os picos seguintes são superiores aos picos para $I_p = 31$ kA. Por conta do atraso na propagação, esses picos ocorrem em instantes em que a sobretensão na fase é negativa, o que gera uma contribuição positiva no valor de sobretensão na cadeia.

Outra condição de estudo é apresentada na Figura 5.13, em que são apresentadas as curvas de sobretensão na estrutura, na fase e cadeia superior para um solo de impedância impulsiva igual a 40 Ω . Por meio dessa figura é

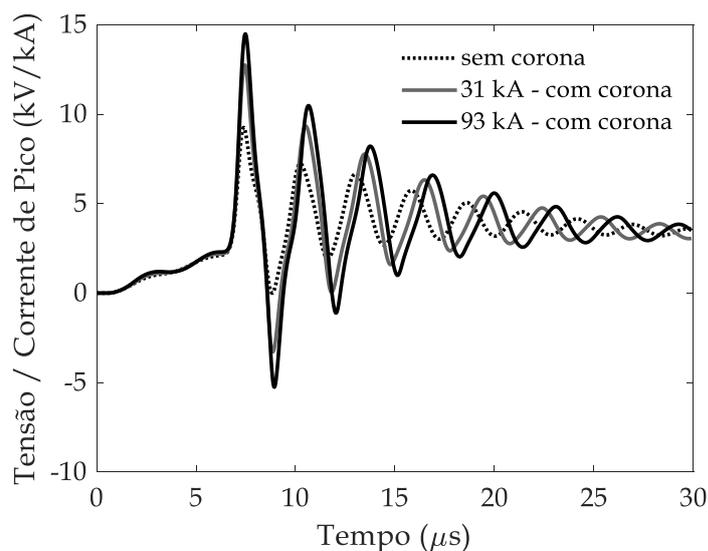
possível avaliar a influência da impedância impulsiva no cômputo do efeito corona para o caso de incidência no meio do vão.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.13 - Sobretensões na (a) cadeia superior da torre próxima, (b) na estrutura e (c) na fase, no caso de incidência no meio do vão para $Z_p = 40 \Omega$, considerando o efeito corona.

A análise da Figura 5.13(a) revela alguns resultados importantes. Primeiramente, o impacto do efeito corona na sobretensão na cadeia de isoladores é muito discreto, em termos de modificação da amplitude. A alteração se manifesta sobretudo, pela mudança na forma de onda. Observa-se que o pico da sobretensão, para $I_p = 93 \text{ kA}$, é superior ao pico da sobretensão na cadeia, para $I_p = 31 \text{ kA}$. Além disso, ao comparar os instantes de tempo, das Figuras 5.13(a) e 5.12(a), em que ocorre o pico da sobretensão, para $I_p = 93 \text{ kA}$, nota-se que a

sobretensão máxima, considerando $Z_p = 40 \Omega$, ocorre cerca de $0,7 \mu\text{s}$ após o pico da sobretensão para $Z_p = 10 \Omega$. Isso se deve ao fato de que, com o aumento dos valores, em módulo, da sobretensão na fase, devido ao acoplamento transversal, no instante de ocorrência da tensão de pico, a tensão na fase é negativa, contribuindo para que o valor da sobretensão na cadeia seja mais elevado.

As reduções dos picos de sobretensão, em relação à situação sem o cômputo do efeito corona, são de 10,8% e de 1,9%, para $I_p = 31 \text{ kA}$ e $I_p = 93 \text{ kA}$, respectivamente. Nesse sentido, quanto à comparação dos valores de sobretensão sem e com a consideração do efeito corona, conclui-se que as maiores reduções de sobretensão são para valores de Z_p menores. Isso mostra que o cômputo efeito corona é mais intenso para torres com impedâncias impulsivas menores.

Na Figura 5.13(b), apresentam-se as sobretensões no topo da estrutura sem e com efeito corona. Ao considerar o efeito corona, as reduções nos picos das sobretensões são muito discretas, de 3,26% e de 4,82%, respectivamente, para as correntes de pico de 31 kA e de 93 kA. Em comparação com os resultados da Figura 5.12(b) (para $Z_p = 10 \Omega$), nota-se que as reduções das sobretensões são menores para $Z_p = 40 \Omega$.

Na Figura 5.13(c), apresentam-se as sobretensões na fase superior. O aumento do pico de tensão, por conta do acoplamento transversal entre fase e cabo de blindagem, é intensificado. Esse aumento é de 37,8%, para $I_p = 31 \text{ kA}$. Para a corrente com o triplo da intensidade, o aumento da sobretensão máxima é de 56,5%, em comparação ao caso sem o efeito corona. Note que o aumento relativo é elevado, assim como aquele para $Z_p = 10 \Omega$. Este aspecto fica evidente ao comparar as Figuras 5.12(c) e 5.13(c), pois o acoplamento entre o cabo de blindagem e a fase é fisicamente o mesmo nos dois casos, não sendo tão afetado pelo valor da impedância de pé de torre. As correspondentes amplitudes de sobretensão são diferentes, mas tão somente por causa dos níveis de sobretensão diferentes nos cabos de blindagem nos dois casos (maior para $Z_p = 40 \Omega$).

O resultado realmente relevante para esta condição de teste é que o impacto do efeito corona é mínimo em termos de amplitude da sobretensão resultante na cadeia de isoladores, resultando em igual expectativa de influência mínima no desempenho da torre.

Deste resultado, depreende-se que o impacto do efeito corona no desempenho de torres, que tenham valor elevado de impedância de aterramento, deve ser muito discreto. Isto tem uma explicação lógica. O impacto do efeito corona decorre de sua influência significativa na tensão das fases devido ao acoplamento destas com o cabo de blindagem. Nas torres com baixo valor de impedância, a tensão nas fases tem grande influência na onda de sobretensão resultante nas cadeias de isoladores, pois a tensão no topo da estrutura tem valor reduzido. Entretanto, na condição de valor de impedância elevado, a amplitude da tensão no topo da estrutura é que praticamente determina a sobretensão na cadeia de isoladores, pois é muito maior que a das tensões nas fases. Assim, o aumento do acoplamento, que é o efeito mais pronunciado da presença do efeito corona, não tem impacto no desempenho da torre. Ou seja, o impacto do efeito corona para melhorar o desempenho da torre só é pronunciado nas condições em que o desempenho já seria satisfatório, em termos de *backflashover* (baixos valores de impedância de pé de torre).

5.8 Considerações finais

Foram apresentados neste capítulo avaliações relativa à qualidade dos resultados providos pela aplicação do modelo HEM-TD no que concerne às sobretensões nas cadeias de isoladores de uma linha de transmissão de 138 kV submetida à incidência de primeiras descargas de retorno.

De uma forma geral os resultados de aplicação do modelo no cálculo de sobretensões nos isoladores podem ser considerados de ótima qualidade em relação àqueles considerados de referência. Os resultados são relativamente melhores do que aqueles obtidos nas aplicações em aterramentos elétricos.

6. Conclusões e propostas de continuidade

O objetivo principal da tese consistia no desenvolvimento de uma modelagem eletromagnética no domínio do tempo capaz de calcular a resposta de sistemas elétricos submetidos a solicitações por descargas atmosféricas, tendo por base a formulação desenvolvida no domínio da frequência pelo Modelo Eletromagnético Híbrido. Apesar da excelente qualidade dos resultados providos por esse modelo, seu tempo de processamento, que é longo, e a sua aplicação a problemas envolvendo comportamentos não lineares, tais quais os efeitos de ionização do solo e de operação de dispositivos para-raios, requer a adoção de procedimentos especiais e laboriosos.

Almejava-se, também, desenvolver uma ferramenta computacional a partir do modelo no domínio do tempo, de alta eficiência de processamento (reduzido consumo de tempo) e que apresentasse resultados de qualidade, no que concerne às distribuições de corrente e tensões resultantes no sistema, mesmo nas aplicações envolvendo dependência da frequência.

Tal objetivo foi cumprido nesse trabalho. No equacionamento desse modelo, designado HEM-TD, cuja formulação é apresentada no Capítulo 2, o sistema elétrico é particionado num conjunto de segmentos que constituem fonte de campo, seguindo a mesma abordagem do HEM, e o intervalo de tempo de simulação é discretizado em intervalos reduzidos, compatíveis com as variações das grandezas em jogo. Em cada instante de tempo, as correntes em cada segmento e as tensões nodais são calculadas a partir de expressões derivadas dos potenciais vetor e escalar.

Após a formulação preliminar do modelo, dada a sua complexidade, decidiu-se por avaliar-se inicialmente as simplificações viáveis e os recursos alternativos requeridos nas condições almejadas de uso do modelo em aplicações da resposta transitória de aterramentos elétricos. Isto decorreu da ampla diversidade de fatores e condições práticas que influenciam a resposta do aterramento, como os intensos efeitos de atenuação e distorção de ondas de

corrente e tensão devido à propagação e a presença de efeitos não lineares e de dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo. Nesse processo, foram realizadas simulações sistemáticas com a ferramenta computacional para desenvolvimento de análise de sensibilidade que permitisse desenvolver e testar os recursos do modelo para contemplar as necessidades destes tipos de aplicação, tendo como referência, sobretudo, os resultados comparativos providos pelo HEM nas mesmas condições de simulação. Na sequência, após tratar apenas da resposta de condutores colocados no meio semi-infinito solo, evoluiu-se para a avaliação de sistemas elétricos com condutores colocados também no ar por meio de aplicações relativas à resposta de linhas de transmissão submetidas a correntes de descargas. Repetiu-se o mesmo processo. Os recursos desenvolvidos, como resultado dessas análises, foram sintetizados no Capítulo 3 e contemplam a resposta impulsiva do sistema: a consideração do processo de ionização do solo e do efeito corona, a representação de dispositivos para-raios no sistema, a realização de casamento de impedâncias para limitar a dimensão do sistema simulado, evitando-se o efeito de reflexões, a representação dos aterramentos por meio de elemento concentrado correspondente a um parâmetro conciso (impedância impulsiva ou resistência de aterramento), além do cômputo da velocidade de propagação da onda de corrente e da dependência dos parâmetros do solo com a frequência. Esta etapa, envolveu exaustivas avaliações numéricas, nas inúmeras tentativas de representação adequada dos correspondentes recursos, que, para manter a concisão do texto, não foram incluídas no Capítulo 3, notadamente as muitas tentativas infrutíferas.

O passo seguinte consistiu na avaliação do modelo pela verificação da qualidade dos resultados providos pela aplicação da ferramenta computacional que o implementara, especificamente em dois campos na resposta dos aterramentos elétricos e linhas de transmissão submetidos a correntes de descargas atmosféricas. Tais aplicações são descritas respectivamente nos Capítulos 4 e 5 da tese.

Nas avaliações do Capítulo 4 foram simuladas a resposta de diferentes arranjos de aterramentos, com dimensões distintas, e vários valores de resistividade do solo submetidos a correntes representativas daquelas de descargas de retorno. Os resultados gerados usando-se o HEM-TD e o HEM foram comparados. Verificou-se que, na hipótese de parâmetros elétricos de solos constantes, os resultados são praticamente idênticos em todos os casos. Quando se considera a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência os resultados são ainda de qualidade bastante satisfatória, não apenas no que concerne à resposta total do aterramento, vista do ponto de impressão de corrente no eletrodo, mas também ao longo destes. A diferença decorre da forma aproximada que se teve em conta o efeito da frequência na velocidade de propagação e no parâmetro associado à atenuação. Particularmente, a avaliação dos resultados gerados ao se considerar a ionização do solo foi realizada por comparação com dados experimentais, disponíveis no caso de eletrodos concentrados, e também se mostrou muito satisfatória.

As avaliações do Capítulo 5, que não envolveram comportamentos não lineares dos componentes da linha, foram realizadas pela comparação das sobretensões desenvolvidas em função da simulação da incidência de descargas em linhas de transmissão, obtidas pelo uso das ferramentas HEM-TD e HEM. Consideram-se a representação física dos eletrodos colocados no solo e a representação destes como parâmetros concentrados. Os resultados mostraram-se de muito boa qualidade, com diferenças muito reduzidas entre os resultados das duas abordagens em todos os casos testados. As avaliações, que envolveram a presença de dispositivos para-raios, usaram como referência os resultados de simulação obtidos pela aplicação do ATP. Os resultados, expressos na forma de sobretensões desenvolvidas nas cadeias de isoladores da linha, obtidos pela aplicação do HEM-TD e ATP são muito próximos em todos os casos analisados. Os resultados mostraram, ainda, a boa qualidade do casamento de impedância dos condutores da linha, que possibilitava a simulação de uma parcela reduzida da linha (alguns vãos), assegurando-se a mitigação das reflexões nas fronteiras

da parcela da linha simulada. Assim, a qualidade geral dos resultados da aplicação do modelo no cálculo da resposta da linha submetida a correntes representativas de descargas é considerada de muito boa qualidade. Também foram realizadas análises de sensibilidade dos resultados obtidos pela ocorrência de efeito corona no cabo de blindagem para incidência a meio de vão.

Este quadro mostra as perspectivas muito atrativas de aplicação do modelo HEM-TD nos cálculos desta natureza, que apresenta vantagens significativas em relação às duas alternativas analisadas. O modelo consegue gerar resultados de qualidade comparável àqueles obtidos da aplicação do HEM, mas consumindo um tempo de processamento extremamente inferior (por exemplo, da ordem de três vezes menor para a maior dimensão de aterramento testado). Por outro lado, a natureza eletromagnética do modelo lhe confere vantagens em relação à aplicação do ATP, por prevenir a necessidade de dispendir esforços na representação de modelos de componentes do sistema (por exemplo das torres e dos eletrodos de aterramentos), que não apenas demandam tempo no uso de plataformas do tipo ATP/EMTP, mas também, comprometem a qualidade dos resultados da aplicação destas. Por outro lado, consegue tratar com qualidade satisfatória de resultados simultaneamente os problemas envolvendo a presença de efeitos não lineares e de dependência da frequência.

Em síntese, considera-se que o modelo desenvolvido nesta tese, pelas vantagens decorrentes de sua aplicação no cálculo de transitórios em sistemas elétricos, pode contribuir para o avanço científico, notadamente na pesquisa dos efeitos das descargas atmosféricas e nas avaliações para definição de medidas de proteção contra e de mitigação desses efeitos.

Dentre as possíveis linhas de investigação destinadas a dar continuidade a este trabalho de tese, podem ser destacadas:

- A aplicação sistemática do modelo para um conjunto muito abrangente de condições físicas, para se conferir maior generalidade à boa qualidade
-

dos resultados verificados nas avaliações deste trabalho, com eventuais ajustes, em caso de necessidade;

- O aprimoramento das abordagens desenvolvidas no modelo no domínio do tempo para ter em conta os fatores que influenciam na resposta dos sistemas elétricos, notadamente em casos que envolvem a dependência da frequência de componentes do sistema elétrico;
- Agregar à ferramenta, modelos de maior qualidade na representação dos efeitos não lineares. Na implementação do HEM-TD foram incorporados modelos recomendados na literatura para ter em conta tais efeitos. Entretanto, sabe-se que alguns destes modelos têm, ainda, deficiência, como ocorre na representação da ionização do solo e do efeito corona. A investigação de modelos de maior qualidade e sua incorporação ao HEM-TD pode contribuir para aprimorar os resultados providos por este;
- Ajuste do modelo desenvolvido para aplicação numa faixa mais abrangente de transitórios eletromagnéticos. Este trabalho teve foco nas aplicações associadas à resposta de sistema elétricos e seus componentes frente a descargas atmosféricas, notadamente dos aterramentos elétricos e das linhas de transmissão. Entretanto, a formulação do modelo tem uma consistência e generalidade muito ampla e poderia ser aplicada em domínios mais abrangentes de transitórios eletromagnéticos, desde aqueles associados a variações lentas, como os transitórios de manobras, quanto às variações mais rápidas. Testar as condições de aplicação desse modelo nesse domínio mais amplo e, eventualmente, ajustá-lo para conferir-lhe eficiência e qualidade de resultados, seria um desafio científico importante, decorrente desta pesquisa.

Tem-se a expectativa de que os bons resultados deste trabalho frutifiquem e tragam novas contribuições para o avanço da pesquisa dos transitórios eletromagnéticos em sistemas elétricos.

Referências Bibliográficas

Burke, G. J.; Poggio, A. J., "Numerical electromagnetics code (NEC) - Method of moment," *Lawrence Livermore Laboratory*, January 1981.

Cidrás, J.; Otero, A. F.; Garrido, C., "Nodal frequency analysis of grounding systems considering the soil ionization effect", *IEEE Transactions on power delivery*, vol. 15, nº1, pp. 103-107, January 2000.

CIGRE, *Guide to Procedures for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines*, Brochure n. 63, October 1991.

Conti, A. R.; Visacro, S., "Analytical Representation of Single- and Double-Peaked Lightning Current Waveforms". *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, v. 49, p. 448-451, 2007.

EPRI; "Transmission Line Reference Book - 345 kV and Above/Second Edition" - *General Electric Co. Pittsfield, Mass. USA-1982*.

Geri, A.; Veca, G. M.; Garbagnati, E.; Sartorio G., "Non-linear behaviour of ground electrodes under lightning surge currents: computer modelling and comparison with experimental results", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 28, No. 2, pp. 1442-1445, March 1992.

Hileman, A. R.; "Insulation coordination for power systems". CRC Press, 1999.

Machado, K. D., "Eletromagnetismo". Vol. 3. Ponta Grossa: Toda Palavra, 2013.

Mazzetti, C.; Veca, G. M., "Impulse behavior of ground electrodes", *IEEE Transactions on power apparatus and systems*, vol. PAS-102, nº 9, pp. 3148-3156, September 1983.

Mousa, A. M., "The soil ionization gradient associated with discharge of high currents into concentrated electrodes", *IEEE Transactions on power delivery*, v. 9, n. 3, p. 1669-1677, July 1994.

Oettle, E. E. "A new general estimation curve for predicting the impulse impedance of concentrated earth electrodes", *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 3, no. 4, pp. 2020–2029, October 1988.

Portela, C., "Frequency and Transient Behavior of Grounding Systems; I Physical and Methodological Aspects", *Proceedings of the IEEE International symposium on electromagnetic compatibility*, Austin, United States of America, p. 379–384, August 1997.

Schroeder, M. A. O., "Modelo Eletromagnético para Descontaminação de Ondas de Corrente de Descargas Atmosféricas: Aplicação às Medições da Estação do Morro do Cachimbo". Tese (Doutorado) – Centro de Pesquisa e Desenvolvimento em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais (CPDEE/UFMG), Belo Horizonte, Brasil, Março 2001.

Siemens, "High-Voltage Surge Arresters" – Product Guide, 2019.

Silveira, F. H.; Visacro, S.; Herrera, J.; Torres, H., "Evaluation of lightning-induced voltages over lossy ground by the hybrid electromagnetic model", *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 51, no. 1, pp. 156-160, February 2009.

Soares Júnior, A., "Modelagem de Linhas de Transmissão para Avaliação de Desempenho frente a Descargas Atmosféricas". Tese (Doutorado) – Centro de Pesquisa e Desenvolvimento em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais (CPDEE/UFMG), Belo Horizonte, Brasil, Março 2001.

Tsumura, M.; Baba, Y.; Nagaoka, N.; Ametani, A., "FDTD simulation of a horizontal grounding electrode and modeling of its equivalent circuit", *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 48, no. 4, pp.817–825, November 2006.

Velazquez, R.; Mukhedkar, D., "Analytical modeling of grounding electrodes transiente behavior", *IEEE Transactions on power apparatus and systems*, vol. PAS-103, n° 6, pp. 1314-1322, June 1984.

Visacro, S., "A Representative Curve for Lightning Current Waveshape of First Negative". *Geophysical Research Letters*, EUA, v. 31, p. L07112 / 1-L07112 / 3, 2004.

Visacro, S.; Soares Jr, A. "HEM: A Model for Simulation of Lightning-Related Engineering Problems", *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 20, n. 2, p. 1206-1208, April 2005.

Visacro, S., "A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents", *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 22, no. 1, pp.381-386, January 2007a.

Visacro, S., "Direct strokes to transmission lines: considerations on the mechanisms of overvoltage formation and their influence on the lightning performance of lines", *J. Lightning Res.* v. 1, p. 60-68, 2007b.

Visacro, S.; Alipio, R., "Frequency dependence of soil parameters: experimental results, predicting formula and influence on the lightning response of grounding electrodes". *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 27, pp. 927-935, January 2012.

Visacro, S.; Silveira, F. H.; Pereira, B.; Gomes, R. M., "Efficient use of surge-arresters for improving the lightning performance of transmission lines". *International Conference on Grounding and Earthing (GROUND 2018)*, Pirenópolis, Brazil, May 2018a.

Visacro, S.; Silveira, F. H.; Pereira, B.; Gomes, R. M., "Concerns on surge-arrester application for improving the backflashover rate of transmission lines". *Proceedings of International Conference on Lightning Protection (ICLP2018)*, Rzeszow, Poland, September 2018b.

Visacro, S., "The Use of the Impulse Impedance as a Concise Representation of Grounding Electrodes in Lightning Protection Applications," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, v. 60, p. 1602 - 1605, 2018c.

Visacro et al., "CIGRE Brochure TB 781 (WG C4.33): Impact of soil-parameter frequency dependence on the response of grounding electrodes and on the lightning performance of electrical systems". pp.1-66, Oct. 2019.

Visacro, S.; Silveira, F. H.; Pereira, B.; Gomes, R. M., "Constraints on the use of surge arresters for improving the backflashover rate of transmission lines". *Electric Power Systems Research*, v. 180, p. 1-7, 2020.
