

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Raphael Batista Borges Louro

**ANÁLISE DE MALHAS DE ATERRAMENTO COMPOSTAS POR ELETRODOS
VERTICAIS PROFUNDOS EM TORRES DE LINHAS DE TRANSMISSÃO**

Belo Horizonte – MG
Dezembro de 2020

Raphael Batista Borges Louro

**ANÁLISE DE MALHAS DE ATERRAMENTO COMPOSTAS POR ELETRODOS
VERTICAIS PROFUNDOS EM TORRES DE LINHAS DE TRANSMISSÃO**

Versão final

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: José Osvaldo Saldanha Paulino

Coorientador: Ricardo Luiz da Silva Adriano

Belo Horizonte – MG
Dezembro de 2020

L892a	<p>Louro, Raphael Batista Borges. Análise de malhas de aterramento compostas por eletrodos verticais profundos em torres de linhas de transmissão [recurso eletrônico] / Raphael Batista Borges Louro. - 2020. 1 recurso online (190 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: José Osvaldo Saldanha Paulino. Coorientador: Ricardo Luiz da Silva Adriano.</p> <p>Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Apêndices: f. 163-190. Bibliografia: f.155-162.</p> <p>Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Linhas de transmissão – Teses. 3. Eletrodos – Teses. 4. Raio – Teses. I. Paulino, José Osvaldo Saldanha. II. Adriano, Ricardo Luiz da Silva. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 621.3(043)</p>
-------	---


"Análise de Malhas de Aterramento Compostas Por Eletrodos Verticais Profundos Em Torres de Linhas de Transmissão"


Raphael Batista Borges Louro

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.

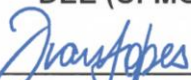
Aprovada em 17 de dezembro de 2020.


Por:

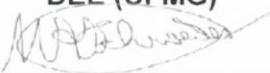

Prof. Dr. José Osvaldo Saldanha Paulino
DEE (UFMG) - Orientador


Prof. Dr. Ricardo Luiz da Silva Adriano
DEE (UFMG)


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


Prof. Dr. Ivan José da Silva Lopes
DEE (UFMG)


Prof. Dr. Wallace do Couto Boaventura
DEE (UFMG)


Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder
Eng. Eletrica (UFSJ)


Prof. Dr. Rafael Silva Alípio
Eng. Elétrica (CEFET-MG)

AGRADECIMENTOS

À minha família, pelo forte apoio e paciência em todos esses anos de estudo e trabalho. Ao meu orientador, José Osvaldo Saldanha Paulino, por compartilhar experiências, pelo auxílio na pesquisa e ensino, dicas de artigos, suporte e confiança, bem como a meu coorientador Ricardo Luiz da Silva Adriano.

Aos professores e equipe do LEAT, pelo ambiente agradável de estudos, compartilhamento de ideias e pesquisas, disciplinas ofertadas no período de estudo, além das boas companhias em viagens a congressos. Meu muito obrigado aos professores Wallace, Ivan, Célio e Eduardo.

Aos professores das disciplinas no doutorado, algumas fora do escopo da tese, mas que agregaram novos conhecimentos e técnicas para solução de problemas. É um diferencial saber como outras linhas resolvem problemas análogos, o que permite “pensar fora da caixa” e aprimorar nossa criatividade. Agradeço ao professor Rodney pelas várias conversas, aos amigos e colegas de pesquisa Carlos e Diogo, que compartilharam comigo os altos e baixos que surgem no período do doutorado, além dos amigos Artur, Maria Victoria e, especialmente, às amigas do tempo do CEFET, Daiane e Polyanna.

Agradeço ao amigo José Luís, engenheiro do LEAT, pela excelente companhia, longas conversas, risadas, caronas, manutenções no laboratório e apoio nessa jornada.

Não posso me esquecer de todos os professores do LRC, pelas dicas, trocas de conhecimento e formação de seus alunos para a pesquisa. Aos professores Alberto, Clever, Fernando, Maria Helena e Silvério, muito obrigado.

Aos amigos formados na época de mestrado, Geraldo, João Ricardo, Marcos, Pablo, Victor e Alex, dos quais muitos se tornaram colegas de pesquisa.

Agradeço aos professores do CEFET-MG: Úrsula, Giancarlo, Eduardo, Elza, Joel, José Hissa, Márcio, Marcos Fernando, Miguel, Rafael, Sandro, Tarcísio, Túlio e Wagner Bachur, além de todos os outros que posso não ter citado. Agradeço ainda ao técnico do LEACOPI, Márcio, pela amizade formada no período de graduação.

Agradeço ao suporte financeiro da Companhia Transmineira de Transmissão no projeto de pesquisa, à FCO pelos pagamentos em dia e a UFMG pela boa estrutura ao longo dos anos de pós-graduação.

“As pessoas que podem se automotivar, em qualquer área e independentemente do talento, geralmente são as que vencem.”

Tom Platz

“Lembre-se: o sucesso é uma jornada, não um destino. Tenha fé em sua capacidade.”

Bruce Lee

“A força não vem da vitória. A luta que desenvolve seu poder. Quando você enfrenta as dificuldades e não desiste, isto é força!”

Arnold Schwarzenegger

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo sobre o emprego de eletrodos verticais como alternativa à configuração típica de aterramento de torres em linhas de transmissão, especialmente em condições de solos estratificados em duas camadas.

O solo mineiro apresenta como característica a resistividade elétrica da primeira camada com valor superior à da segunda. Tal constatação sugere o estudo de eletrodos verticais profundos como configuração de aterramento em situações similares à indicada com o fim de se obterem menores valores de impedância impulsiva. Modelos fundamentados na teoria de linhas de transmissão têm suas expressões desenvolvidas, assim como o emprego de programas comerciais baseados na solução de equações de onda completa. As duas técnicas são comparadas com resultados de outros autores, a fim de validar análises posteriores da pesquisa. O texto apresenta uma proposta para a instalação do eletrodo vertical profundo, com detalhes técnicos de construção e custo; comparação da resposta impulsiva das configurações de aterramento avaliadas, incluindo uma malha composta por cabos contrapesos em conjunto com eletrodos verticais; deduções e conclusões a respeito do uso de expressões, em condições de meio estratificado, provenientes de modelos que descrevem a dependência da resistividade e permissividade elétrica do solo com a frequência; além de um estudo de caso realizado em uma linha de transmissão de 230 kV.

Os resultados apresentam boa coerência com outros trabalhos e sugerem a viabilidade técnica e econômica do emprego dos eletrodos verticais profundos, principalmente quando comparado à instalação de dispositivos para-raios em linhas de transmissão. Para um trecho crítico da linha de transmissão avaliada, o desempenho dos eletrodos verticais profundos se mostrou muito satisfatório, além de ser três vezes mais barato que a opção da instalação de dispositivos para-raios. Acrescenta-se às vantagens do procedimento a diminuta área de terreno necessária para sua instalação, elevada robustez quanto à furtos de condutores, facilidade no controle do perfil de potencial elétrico promovido na superfície do solo e possibilidade de utilização em conjunto com outras técnicas de melhoria de desempenho em linhas de transmissão.

Palavras-chave: Aterramentos elétricos, Descargas atmosféricas, Eletrodos verticais, Linhas de Transmissão.

ABSTRACT

This work presents a study on the use of deep vertical electrodes as an alternative to the typical grounding mesh of transmission line towers, particularly related to stratified soil conditions.

The approximated model for the soil from Minas Gerais presents a higher electrical resistivity related to the first-layer compared to the second-layer. This finding suggests the study of deep vertical electrodes as a grounding configuration in similar situations in order to achieve lower impulsive impedance values. Models based on the transmission line theory have their expression developed as well as the implementation of the problem on commercial programs that solve full-wave Maxwell equations. These techniques are evaluated to solutions provided by other works, aiming to validate further research analysis.

The text presents a proposal for the installation of deep vertical electrodes, including technical details of construction and cost; comparisons of the impulsive response of the evaluated grounding meshes as well as configurations composed of counterpoise wires and vertical electrodes; deductions and conclusions regarding the use of expressions from models related to the frequency-dependence of electrical resistivity and permittivity of the soil in conditions of stratified medium; beyond a case study carried out on a 230 kV transmission line.

The results show good accuracy with other works and suggest the technical and economic feasibility of using deep vertical electrodes, especially when compared to the installation of transmission line surge arresters. For a critical path of the evaluated transmission line, the lightning performance of the deep vertical electrodes seems to be very suitable, in addition to being three times cheaper than the surge arresters' option. Other advantages of the proposed procedure are the small land area for its installation, high toughness in relation to conductors stealing, easy control of the developed electric potential on the soil surface and the possibility of being used in combination with other techniques that improve transmission lines performance.

Keywords: Deep vertical electrodes, Grounding, Lightning, Transmission Lines.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Distribuição estatística dos parâmetros elétricos do solo de Minas Gerais, sendo (a) a resistividade elétrica aparente, (b) a resistividade elétrica da primeira e (c) da segunda camada, (d) a espessura da primeira camada para um solo estratificado em duas camadas.	28
Figura 1.2 – Ilustração de configurações de aterramento típicas de torres de LT: (a) convencional, composta por cabos contrapeso, e (b) a proposta neste trabalho, constituída por condutores verticais.	30
Figura 2.1 – Configuração típica do aterramento elétrico em torres de LT: (a) vista superior e (b) vista lateral.	37
Figura 2.2 – Comparação do potencial elétrico e corrente ao longo de uma haste de 15 m de comprimento em solo de $100 \Omega\text{m}$ para três hipóteses (sinal de corrente com frequência de 100 Hz): (a) ACC, (b) APC e (c) solução de fórmulas de onda completa por meio do HFSS.	44
Figura 2.3 – Potencial elétrico e corrente ao longo de uma haste de 15 m de comprimento em solo de $100 \Omega\text{m}$, $\epsilon_r = 10$ e $\mu_r = 1$ obtidos pelo HFSS: sinal com frequência de (a) 100 Hz e (b) 1 MHz.	45
Figura 2.4 – Aproximação da configuração com cabos contrapesos de (LIMA, 2010).	47
Figura 2.5 – Aproximação do problema de aterramento por meio de condutores hemisféricos: (a) condição de eletrodos verticais e (b) de eletrodos hemisféricos.	51
Figura 2.6 – Fonte puntiforme de corrente em solo estratificado em duas camadas.	54
Figura 2.7 – Eletrodo vertical imerso em solo estratificado em duas camadas: (a) haste na primeira camada e (b) na condição em que atinge a segunda camada do solo. ...	56
Figura 2.8 – Aproximação por circuitos LT em cascata de um eletrodo vertical em solo estratificado em duas camadas.	59
Figura 2.9 – Eletrodo vertical imerso em solo estratificado em duas camadas e sua representação em solo uniforme equivalente.	60
Figura 3.1 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da primeira corrente de descarga MCS_FST#2.	65
Figura 3.2 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da descarga subsequente MCS_SUB.	65
Figura 3.3 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da primeira corrente de descarga proposto por (RACHIDI <i>et al.</i> , 2001)	67
Figura 3.4 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da descarga subsequente proposto por (RACHIDI <i>et al.</i> , 2001)	67

Figura 3.5 – Fluxograma simplificado do algoritmo do VF.....	69
Figura 3.6 – Correntes longitudinais para um eletrodo horizontal de 10 m de comprimento: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSE, 2007) e (b) do programa HFSS....	71
Figura 3.7 – Correntes longitudinais para um eletrodo horizontal de 50 m de comprimento: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSE, 2007) e (b) do programa HFSS....	72
Figura 3.8 – Magnitude da impedância harmônica de aterramento para solos com $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$ e $h_1 = 1 \text{ m}$: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSE, 2017) e (b) do programa HFSS	74
Figura 3.9 – Magnitude da impedância harmônica de aterramento para solos com $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$ e $h_1 = 5 \text{ m}$: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSE, 2017) e (b) do programa HFSS	74
Figura 3.10 – Impedância harmônica de aterramento para um eletrodo vertical de, respectivamente, 3 e 15 m de comprimento: (a,c) resultados de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) e (b,d) do programa HFSS	77
Figura 3.11 – Impedância harmônica de aterramento para um eletrodo horizontal de, respectivamente, 3 e 30 m de comprimento: (a,c) resultados de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) e (b,d) do programa HFSS	78
Figura 3.12 – Impedância harmônica de aterramento para um eletrodo horizontal de, respectivamente, 3 e 30 m de comprimento e imerso na segunda camada do solo estratificado: (a,c) resultados de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) e (b,d) do programa HFSS	79
Figura 3.13 – Esquema da malha implementada no programa HFSS composta por cabos contrapesos	81
Figura 3.14 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por cabos contrapesos com 30 m, $a = 5 \text{ mm}$ e $d = 50 \text{ cm}$: (a,b) caso 1 ($\rho = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$) e (c,d) caso 2 ($\rho_1 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 250 \Omega\text{m}$)	82
Figura 3.15 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por cabos contrapesos com 90 m, $a = 5 \text{ mm}$ e $d = 50 \text{ cm}$: (a,b) caso 3 ($\rho_1 = 4 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$) e (c,d) caso 4 ($\rho_1 = 10 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 2500 \Omega\text{m}$)	83
Figura 3.16 – Curvas de GPR para descargas primeiras e subsequentes e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS para uma malha composta por cabos contrapesos com 30 m, $a = 5 \text{ mm}$ e $d = 50 \text{ cm}$: (a,b) caso 1 ($\rho = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$) e (c,d) caso 2 ($\rho_1 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 250 \Omega\text{m}$)	84
Figura 3.17 – Curvas de GPR para descargas primeiras e subsequentes e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS para uma malha composta por cabos contrapesos com 90 m, $a = 5 \text{ mm}$ e $d = 50 \text{ cm}$: (a,b) caso 3 ($\rho_1 = 4 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$) e (c,d) caso 4 ($\rho_1 = 10 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 2500 \Omega\text{m}$)	85

Figura 3.18 – Malha composta por eletrodos verticais implementada no programa HFSS e técnica LT.....	88
Figura 3.19 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 25 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm: (a,b) caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m)	88
Figura 3.20 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 50 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm: (a,b) caso 3 ($\rho_1 = 4$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 4 ($\rho_1 = 10$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 2500$ Ω m)	89
Figura 3.21 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 25 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes	90
Figura 3.22 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 25 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes.....	91
Figura 3.23 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 50 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 3 ($\rho_1 = 4$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 1$ k Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes.....	92
Figura 3.24 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 50 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 4 ($\rho_1 = 10$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 2500$ Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes.....	93
Figura 4.1 – Espessura mínima da primeira camada do solo para se obter ER inferior a 1, 5 e 10% para medições com cuba hemisférica de 23 cm e frequência de 100 Hz..	101
Figura 4.2 – Espessura mínima da primeira camada do solo para se obter ER inferior a 1, 5 e 10% para medições com cuba hemisférica de 23 cm ao longo da frequência de 100 Hz a 4 MHz para solos com: (a,b) $\rho_1 = 1000$ Ω m e $\rho_2 = 100$ Ω m e (c,d) $\rho_1 = 100$ Ω m e $\rho_2 = 1000$ Ω m.	102
Figura 4.3 – Eletrodo horizontal de 30 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER	104
Figura 4.4 – Eletrodo horizontal de 90 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER	105
Figura 4.5 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER ..	105

Figura 4.6 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER ...	105
Figura 4.7 – Eletrodo horizontal de 30 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a,c) GPR e (b,d) os valores obtidos para ER	107
Figura 4.8 – Eletrodo horizontal de 90 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) GPR e (b) os valores obtidos para ER	108
Figura 4.9 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a) GPR e (b) os valores obtidos para ER . .	109
Figura 4.10 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) GPR e (b) os valores obtidos para ER	110
Figura 4.11 – (a) Fotografias do LEAT-MR, (b) construção e (c) dimensões da piscina.	111
Figura 4.12 – Experimento realizado com haste de 1,5 m de comprimento no LEAT-MR...	112
Figura 4.13 – Curva do GPR medido no experimento e simulado no programa HFSS.....	113
Figura 5.1 – Diagrama esquemático de uma sondagem rotativa.....	117
Figura 5.2 – Sonda rotativa Sondeq SS15.....	118
Figura 5.3 – (a) Malha final instalada na torre de LT e (b) detalhes de sua conexão à estrutura.	119
Figura 5.4 – Tensões confinantes sobre uma haste vertical inserida no solo.	120
Figura 5.5 – Configurações das malhas (a) horizontais e (b) verticais empregadas na simulação.	122
Figura 5.6 – Impedância harmônica de aterramento para a configuração (a) horizontal e (b) vertical de obtida por meio do programa HFSS.....	122
Figura 5.7 – Curvas de GPR referentes a injeção de correntes unitárias trapezoidais na configuração (a) horizontal e (b) vertical de aterramento e obtidas por meio do programa HFSS.....	123
Figura 5.8 – Configuração de aterramento composta por cabos contrapesos simulado no programa HFSS para avaliação da distribuição de potencial elétrico na superfície do solo.	126
Figura 5.9 – Configuração de malha de aterramento vertical simulado no programa HFSS para avaliação da distribuição de potencial elétrico na superfície do solo.	126
Figura 5.10 – Configuração de malha de aterramento híbrida simulado no programa HFSS para avaliação da distribuição de potencial elétrico na superfície do solo.	127

Figura 5.11 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 1 – onda de corrente similar a primeiras descargas: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.	128
Figura 5.12 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 2 – onda de corrente similar a primeiras descargas: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.	129
Figura 5.13 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 1 – onda de corrente similar a descargas subsequentes: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.	130
Figura 5.14 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 2 – onda de corrente similar a descargas subsequentes: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.	131
Figura 5.15 – Potencial elétrico resultante da injeção de corrente unitária à frequência de 60 Hz para a configuração horizontal: (a) na área do aterramento e (b) nos eixos de medição 1 e 2.....	132
Figura 5.16 – Potencial elétrico resultante da injeção de corrente unitária à frequência de 60 Hz para a configuração vertical: (a) na área do aterramento e (b) nos eixos de medição 1 e 2.	133
Figura 5.17 – Potencial elétrico resultante da injeção de corrente unitária à frequência de 60 Hz para a configuração híbrida: (a) na área do aterramento e (b) nos eixos de medição 1 e 2.	134
Figura 5.18 – Estrutura metálica típica da LT 230 kV Irapé – Araçuaí 2: torre estaiada TIE2.	136
Figura 5.19 – Configuração vertical de aterramento considerada na torre 15.....	138
Figura 5.20 – Configuração vertical de aterramento considerada nas torres 29,30 e 31.....	140
Figura 5.21 – Configuração híbrida de aterramento considerada nas torres 64, 65 e 66.	142
Figura 6.1 – Perfil do campo elétrico no interior do solo para: (a,b) meio homogêneo com $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e estratificado, descrito por (c,d) $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$, $h_1 = 0,6 \text{ m}$ e $\rho_2 = 500 \Omega\text{m}$ e (e,f) $\rho_1 = 500 \Omega\text{m}$, $h_1 = 0,6 \text{ m}$ e $\rho_2 = 100 \Omega\text{m}$	153

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Casos de solo considerados em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007).....	71
Tabela 3.2 – Magnitude da impedância harmônica de aterramento para os casos avaliados...	73
Tabela 3.3 – Solos estratificados avaliados no artigo (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017)...	74
Tabela 3.4 – Comparação da solução analítica para resistência de aterramento com os resultados de $ Z(\omega) $ na frequência de 1 kHz provenientes do programa HFSS e do artigo (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017).....	75
Tabela 3.5 – Solos estratificados avaliados no artigo (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018)...	76
Tabela 3.6 – Solos admitidos como básicos para comparações de resultados entre técnicas LT e EMF.....	80
Tabela 3.7 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por cabos contrapesos avaliada por técnica LT e o programa HFSS.....	85
Tabela 3.8 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 1 ($\rho = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$).....	93
Tabela 3.9 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 2 ($\rho_1 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 250 \text{ }\Omega\text{m}$).....	93
Tabela 3.10 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 3 ($\rho_1 = 4 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$).....	94
Tabela 3.11 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 4 ($\rho_1 = 10 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 2500 \text{ }\Omega\text{m}$).....	94
Tabela 4.1 – Descrição das malhas de aterramento simuladas para avaliação de $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$..	104
Tabela 4.2 – Impedância impulsiva de primeiras correntes e subsequentes para eletrodos verticais e horizontais em solos uniformes equivalentes a estratificados em duas camadas	110
Tabela 5.1 – Dimensões da coroa e revestimento empregados na sondagem rotativa.....	117
Tabela 5.2 – Comparação de CI e Z_P para as configurações avaliadas por meio do uso do programa HFSS.....	124
Tabela 5.3 – Comparação de CI e Z_P para as configurações avaliadas por meio do uso de modelo de LT	124

Tabela 5.4 – Dados relacionados às torres 14, 15 e 16 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2.....	137
Tabela 5.5 – Dados relacionados às torres 14, 15 e 16 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2, com modificação no aterramento da estrutura metálica 15.....	138
Tabela 5.6 – Dados relacionados às torres 29, 30 e 31 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2.....	139
Tabela 5.7 – Dados relacionados às torres 29, 30 e 31 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2 com modificação no aterramento das estruturas metálicas no trecho avaliado.....	140
Tabela 5.8 – Dados relacionados às torres 64, 65 e 66 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2.....	141
Tabela 5.9 – Dados relacionados às torres 64, 65 e 66 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2 com modificação no aterramento das estruturas metálicas no trecho avaliado.....	142

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ACC	Aproximação corrente constante
APC	Aproximação potencial constante
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
BIL	<i>Basic Insulation Level</i> – Tensão suportável de impulso atmosférico
CEP	Condutor elétrico perfeito
EMF	<i>Electromagnetic Field</i>
FDTD	<i>Finite-Difference Time-Domain</i> – Diferenças Finitas no Domínio do Tempo
FEM	<i>Finite Element Method</i> – Método dos Elementos Finitos
FEKO	<i>Feldberechnung für Körper mit beliebiger Oberfläche</i>
FFT	<i>Fast Fourier Transform</i>
GPR	<i>Ground Potential Rise</i>
HFSS	<i>High Frequency Structure Simulator</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
IFFT	<i>Inverse Fast Fourier Transform</i>
LEAT	Laboratório de Extra Alta Tensão da UFMG
LT	Linha de transmissão
MoM	<i>Method of Moments</i> – Método dos Momentos
MCS	Estação do Morro do Cachimbo
MPIE	<i>Mixed Potential Integral Equation</i>
MSS	Estação do Monte San Salvatore
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
SEP	Sistema elétrico de potência
TEM	Transverso eletromagnético
VF	<i>Vector Fitting</i>

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	27
1.1 Relevância da investigação.....	27
1.2 Objetivos do trabalho	31
1.3 Publicações	32
1.3.1 Artigos publicados em periódicos internacionais.....	32
1.3.2 Trabalhos publicados em anais de eventos.....	33
1.3.3 Trabalhos em etapa de revisão.....	33
1.3.4 Trabalhos em desenvolvimento	33
1.4 Organização do texto	34
CAPÍTULO 2 - MODELO BASEADO NA TEORIA DE LINHAS DE TRANSMISSÃO PARA O CÔMPUTO DA IMPEDÂNCIA HARMÔNICA DE ATERRAMENTO EM SOLOS ESTRATIFICADOS	35
2.1 Introdução.....	35
2.2 Procedimento proposto e aspectos relacionados à modelagem de aterramentos elétricos .	36
2.2.1 Considerações preliminares e trabalhos sobre impedância de aterramento em solos estratificados em duas ou mais camadas	36
2.2.2 Hipóteses eletromagnéticas associadas aos modelos numéricos para avaliação de aterramentos elétricos	41
2.3 Modelos LT para aterramentos elétricos de malhas verticais e configurações constituídas por cabos contrapesos.....	45
2.3.1 Introdução.....	45
2.3.2 Desenvolvimento de técnica LT para cômputo da impedância harmônica de aterramento de configurações constituídas por cabos contrapesos.....	47
2.3.3 Desenvolvimento de modelo LT para cômputo da impedância harmônica de aterramento de malhas constituídas por eletrodos verticais	50
2.4 Considerações finais	62
CAPÍTULO 3 - AVALIAÇÃO DO MÉTODO EMF E DA TÉCNICA LT PARA ESTIMAR O COMPORTAMENTO IMPULSIVO DE ATERRAMENTOS EM SOLOS ESTRATIFICADOS EM DUAS CAMADAS	63

3.1	Introdução.....	63
3.2	Procedimento adotado para comparação do modelo proposto com outros presentes na literatura.....	64
3.2.1	Ondas de corrente adotadas como fonte de surto para o aterramento elétrico	64
3.2.2	Ferramentas utilizadas para passagem dos resultados do domínio da frequência para o tempo	68
3.2.3	Programa com solução do tipo EMF escolhido para referência dos resultados da técnica LT	69
3.3	Validação das soluções provenientes do programa HFSS com resultados da literatura	71
3.3.1	Comparação com resultados apresentados em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007)	71
3.3.2	Comparação com resultados apresentados em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017)	73
3.3.3	Comparação com resultados apresentados em (KARAMI; SHESHYKANI, 2018)	75
3.4	Avaliação das soluções oriundas do modelo LT com técnicas EMF para as condições de interesse do trabalho	80
3.4.1	Considerações iniciais	80
3.4.2	Avaliação de malhas de aterramento constituídas por cabos contrapesos.....	81
3.4.3	Avaliação de malhas de aterramento constituídas por eletrodos verticais profundos	86
3.5	Considerações finais	94
CAPÍTULO 4 - AVALIAÇÃO DA DEPENDÊNCIA DA RESISTIVIDADE E PERMISSIVIDADE ELÉTRICA DO MEIO COM A FREQUÊNCIA EM CONDIÇÕES DE SOLOS ESTRATIFICADOS		97
4.1	Introdução.....	97
4.2	Emprego de parâmetros do solo variáveis com a frequência em problemas de aterramento elétrico com meios estratificados	98
4.3	Resposta impulsiva de aterramentos elétricos em solos estratificados e equivalentes uniformes assumindo parâmetros do meio variáveis com a frequência	103
4.4	Verificação dos resultados obtidos com experimento realizado em escala reduzida	111
4.5	Considerações finais	113
CAPÍTULO 5 - COMPARAÇÃO DE CONFIGURAÇÕES CONSTITUÍDAS POR ELETRODOS VERTICAIS PROFUNDOS COM MALHAS DE ATERRAMENTO TÍPICAS DE TORRES EM LT		115
5.1	Introdução.....	115
5.2	A malha constituída por eletrodos verticais proposta.....	116

5.2.1	Considerações técnicas sobre a malha proposta	116
5.2.2	Características da malha proposta para transitórios rápidos.....	121
5.3	Estudo de caso da LT 230 kV Irapé - Araçuaí 2	135
5.3.1	Considerações básicas	135
5.3.2	Condição 1 – trecho corresponde às torres 14, 15 e 16 da LT	137
5.3.3	Condição 2 – trecho corresponde às torres 29, 30 e 31 da LT	139
5.3.4	Condição 3 – trecho corresponde às torres 64, 65 e 66 da LT	141
5.4	Considerações finais	144
CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES		147
6.1	Conclusões gerais	147
6.2	Propostas de continuidade	150
REFERÊNCIAS		155
APÊNDICE A		163
APÊNDICE B.....		175

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

1.1 Relevância da investigação

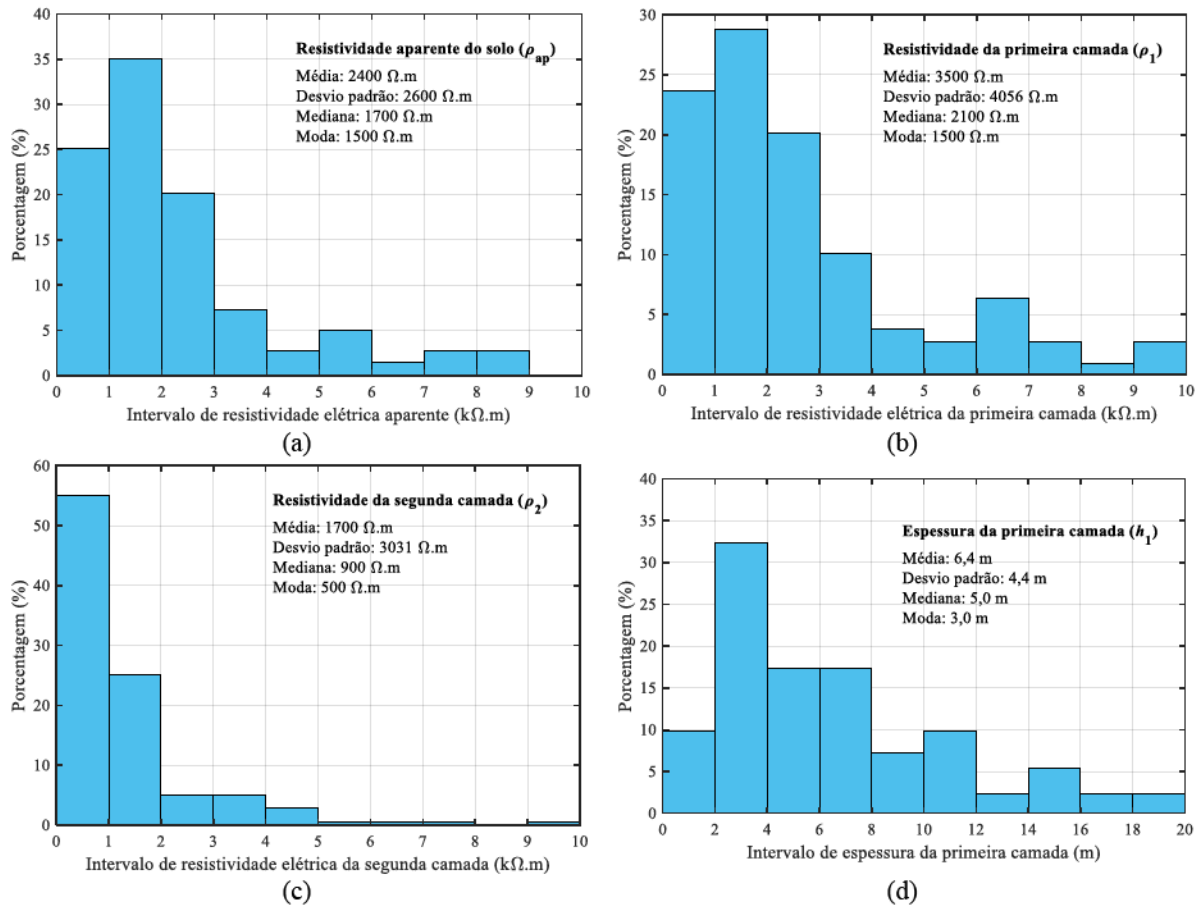
As linhas de transmissão (LT) constituem a parte do sistema elétrico de potência (SEP) mais exposta às interferências externas, que podem resultar em distúrbios temporários ou permanentes no fornecimento de energia elétrica ao consumidor. Como o Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS) estabelece o número máximo de desligamentos de uma LT por ano a cada 100 km de comprimento, ultrapassar tais valores aceitáveis implica pesadas multas para as concessionárias de energia.

No Brasil, dados do ONS relativos ao ano de 2019 indicam que cerca de 70% das perturbações elétricas que envolvem a Rede Básica são promovidas por LT, as quais apresentam 32% de seus desligamentos motivados por condições meteorológicas adversas, o que inclui a incidência de descargas atmosféricas (ONS, 2020). Além disso, o solo brasileiro costuma apresentar um valor de resistividade elétrica bastante elevado, sobretudo quando comparado a países da região temperada. Outra característica do país é a concentração dos centros de carga nas regiões sul e sudeste, enquanto os blocos de potencial hidroelétricos se situam na região norte. Por ser um país de dimensões continentais, a grande distância entre a geração e a carga implica uma maior área de exposição das LT a agentes externos causadores de distúrbios no fornecimento de energia (PORTELA; ALVIM, 2007).

Para o caso específico do estado de Minas Gerais, ilustrado na Figura 1.1, a resistividade elétrica aparente média do solo é de 2400 Ωm (CEMIG, 1994), um valor elevado,

principalmente quando comparado ao de regiões temperadas, da ordem de dezenas ou poucas centenas de ohm-metro (ARAÚJO *et al.*, 1979; SUNDE, 1968). Considerando a aproximação do solo por um modelo estratificado em duas camadas horizontais, constata-se que a resistividade elétrica da primeira camada, assumindo parâmetros médios ou medianos, é pouco mais de duas vezes maior que a da segunda camada. Assim, além da elevada resistividade elétrica, o solo de Minas Gerais comumente apresenta a primeira camada com maior resistividade que a segunda, o que tende a ser um empecilho para a melhoria do aterramento sem que este atinja a camada mais profunda do solo.

Figura 1.1 – Distribuição estatística dos parâmetros elétricos do solo de Minas Gerais, sendo (a) a resistividade elétrica aparente, (b) a resistividade elétrica da primeira e (c) da segunda camada, (d) a espessura da primeira camada para um solo estratificado em duas camadas.



Fonte: Adaptado de (CEMIG, 1994)

Diante das características apresentadas, atender aos níveis de desempenho da LT estabelecidos no país se torna um verdadeiro desafio para as concessionárias de energia. Conseqüentemente, o estudo e apresentação de alternativas para contornar as dificuldades presenciadas em regiões como a brasileira são alvo de trabalhos por parte de pesquisadores.

Como indicado em (IEEE, 1997), as principais ações para a melhoria do desempenho da LT são a utilização de dispositivos para-raios, aumento da cadeia de isoladores, melhoria da blindagem por meio de cabos para-raios e diminuição do valor da impedância de aterramento nas torres. Entre as opções apresentadas, o uso de dispositivos para-raios e a melhoria do aterramento tendem a ser os mais efetivos, porém a primeira alternativa tem seu desempenho diretamente afetado pelo valor da impedância do aterramento. Em outras palavras, a escolha por dispositivos para-raios ainda pode requerer a melhoria do aterramento na torre para que seu funcionamento seja adequado. Assim, conclui-se que a melhoria do aterramento costuma ser a alternativa mais interessante para o aumento do desempenho de uma LT.

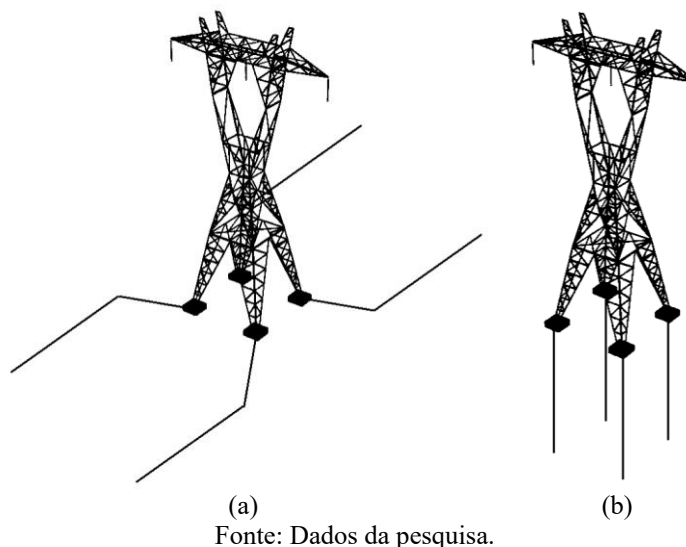
Nos últimos anos, o grupo de pesquisadores do Laboratório de Extra Alta Tensão da UFMG (LEAT) desenvolveu trabalhos com foco no cálculo (LIMA, 2010) e em técnicas de medição da impedância de aterramento em torres (CAETANO, 2019; LIMA, 2015), além de configurações não-usuais de malhas que contornam o efeito da propagação das ondas de corrente nas malhas de aterramento (CAETANO, 2017) – o chamado comprimento efetivo. Os trabalhos de (LIMA, 2010), (CAETANO, 2017) e (CAETANO, 2019) fizeram parte de projetos de pesquisa e desenvolvimento, P&D, da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), financiados pelas empresas Transleste, Transudeste e Transirapé de Transmissão.

O presente trabalho constitui uma continuação das pesquisas realizadas pelo grupo na área de aterramentos elétricos. Seu principal foco é investigar o efeito do uso de condutores verticais profundos, ilustrados na Figura 1.2 em uma torre de LT, no valor e comportamento da impedância impulsiva de aterramento em condições de solos estratificados. A viabilidade de seu emprego pode constituir uma alternativa de forte apelo econômico às concessionárias de energia nas condições em que a resistividade da segunda camada do solo é inferior a primeira, como é o caso típico de Minas Gerais, já que os custos associados à perfuração de poços diminuíram significativamente nos últimos anos.

A configuração tradicional de aterramento, indicada na Figura 1.2 (a), apresenta profundidade de instalação usual de 50 a 80 cm, o que impossibilita o aprimoramento de seu comportamento quanto a fenômenos lentos e rápidos por meio do alcance de seus condutores horizontais à segunda camada do solo de menor resistividade. Tal problema pode ser contornado por meio da adoção única ou complementar dos eletrodos verticais profundos, exibidos na Figura 1.2 (b).

O emprego de eletrodos verticais é comum em aterramentos elétricos, mas costuma se limitar à condutores de pequeno comprimento devido às limitações de tecnologia relacionada

Figura 1.2 – Ilustração de configurações de aterramento típicas de torres de LT: (a) convencional, composta por cabos contrapeso, e (b) a proposta neste trabalho, constituída por condutores verticais.



à perfuração de solos. Assim, estudos aprofundados sobre o tema como alternativa às configurações constituídas por eletrodos horizontais para aterramentos de grandes dimensões não eram justificados. A melhoria de aterramentos instalados em solos que apresentam resistividade elétrica inferior em suas camadas mais profundas é, naturalmente, obtida por meio do alcance de condutores verticais em tais regiões, entretanto, comprimentos significativos eram inviáveis por limitações de tecnologia e custos elevados.

Com o aprimoramento das técnicas de perfurações, capazes de atravessar rochas por meio de máquinas de tamanho compacto em complemento à diminuição do custo de tais serviços, torna-se factível uma análise profunda dos eletrodos verticais profundos como solução para características indesejáveis de malhas de aterramento. Propostas de instalação dos condutores verticais, estudo de suas características elétricas para comprimentos de várias dezenas de metros, potencial substituição ou complemento de malhas de aterramento típicas de torres em LT, além de casos em que a área ocupada pela configuração deve ser extremamente compacta, como em áreas urbanas, sustentam os estudos realizados nesta tese e constituem sua maior contribuição.

Ressalta-se que os eletrodos verticais profundos não requerem esforços estruturais das torres, podem ser instalados nas delimitações da estrutura metálica ou mesmo longe desta, já que eletrodos horizontais permitem alongar a conexão elétrica entre eles.

O estudo dos eletrodos verticais em malhas de aterramento possui grande relevância por permear a pesquisa dos condutores em solos estratificados, algo mais representativo da prática, em conjunto com seu comportamento impulsivo frente à incidência de descargas atmosféricas.

O tratamento simultâneo dos problemas mencionados em trabalhos é incomum e recente, caracterizando uma demanda para a compreensão do fenômeno por pesquisadores e engenheiros da área. Agrega-se à pesquisa, portanto, apelos de mercado e acadêmicos. Para que o objetivo principal do estudo seja bem-sucedido, fins auxiliares, apresentados na Seção 1.2, devem ser alcançados.

Em complemento, este trabalho constitui parte do projeto de pesquisa P&D da ANEEL, financiado pelas empresas Transleste, Transudeste e Transirapé de Transmissão, intitulado “Malha de Aterramento de Baixa Impedância para Torre de Linha de Transmissão utilizando Eletrodos Verticais Profundos e Estudo Teórico e Experimental do Comportamento Transitório da Malha instalada em Solos Estratificados em Duas Camadas”.

1.2 Objetivos do trabalho

O principal objetivo do trabalho é verificar se malhas de aterramento compostas por eletrodos verticais profundos apresentam vantagens em relação à configuração convencional, constituída por cabos contrapesos. Particularmente, eletrodos verticais, supondo solos estratificados com a segunda camada de resistividade elétrica inferior a primeira, apresentam melhor desempenho que os condutores horizontais frente a transitórios rápidos? É possível chegar ao ponto de constituírem uma alternativa para casos críticos em LT e serem viáveis do ponto de vista prático e econômico?

A conclusão do trabalho passa pelo levantamento de um conjunto de informações ao longo de seu desenvolvimento, as quais são listadas a seguir:

- Realização de estudo teórico sobre o tema, com apresentação dos principais trabalhos sobre o assunto e foco na resposta impulsiva de aterramentos em solos multicamadas;
- Emprego de programa confiável para estimativa do comportamento impulsivo do aterramento, seja para configurações compostas por cabos contrapesos ou eletrodos verticais, para solos homogêneos e heterogêneos;
- Em complemento ao programa definido como referência, é desejável a dedução de expressões que solucionem o problema, ainda que de forma aproximada, por conta do apelo prático e acadêmico;

- Comparação dos programas e rotinas numéricas desenvolvidas com resultados de outros trabalhos. Essa tarefa almeja para garantir a validade e exatidão das técnicas, já que expressões e procedimentos são deduzidas ao longo do trabalho;
- Estudar e compreender como devem ser realizadas simulações do comportamento impulsivo de aterramentos em solos multicamadas. Conceitos bem definidos em meios homogêneos, como a variação dos parâmetros de resistividade e permissividade elétrica do solo com a frequência, carecem de entendimento para condições de solo heterogêneo;
- Avaliar o comportamento impulsivo e de baixas frequências dos eletrodos verticais profundos, além de compará-lo com a malha tradicional empregada em torres de LT. Parâmetros como impedância impulsiva e perfil do potencial elétrico ao nível do solo são desejados;
- Apresentar um procedimento para a instalação dos eletrodos verticais profundos, com análise de custos e comparação com outras técnicas alternativas, quando possível. Um estudo de caso prático é desejável para sustentar as análises prévias.

1.3 Publicações

Ao longo da pesquisa, os resultados foram divulgados nos trabalhos listados a seguir.

1.3.1 Artigos publicados em periódicos internacionais

BATISTA, R.; PAULINO, J. O. S. A practical approach to estimate grounding impedance of a vertical rod in a two-layer soil. **Electric Power Systems Research**, v. 177, p. 1-9, 2019.

BATISTA, R.; CAETANO, C. E. F.; PAULINO, J. O. S.; BOAVENTURA, W. C.; LOPES, I. J. S.; CARDO, E. N. A study of grounding arrangements composed by vertical electrodes for two-layered stratified soil models. **Electric Power Systems Research**, v. 180, p. 1-9, 2020.

1.3.2 Trabalhos publicados em anais de eventos

CAETANO, C. E. F.; BATISTA, R.; PAULINO, J. O. S.; BOAVENTURA, W. C.; LOPES, I. J. S.; CARDOSO, E. N. A simplified method for calculating the impedance of vertical grounding electrodes buried in a horizontally stratified multilayer ground. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION (ICLP), 34., 2018, Rzeszow. **Proceedings...** Rzeszow: 34th International Conference on Lightning Protection, 2018. p. 1-7.

BATISTA, R.; CAETANO, C. E. F.; PAULINO, J. O. S.; BOAVENTURA, W. C. A vertical grounding arrangement that diminishes impulse coefficient in a two-layered soil. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION (SIPDA), 15., 2019, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: 2019 International Symposium on Lightning Protection, 2019. p. 1-8.

1.3.3 Trabalhos em etapa de revisão

BATISTA, R.; PAULINO, J. O. S. Computing grounding resistance and impulse impedance of horizontal electrodes parallel or perpendicular to the interface of a vertically stratified soil using transmission line theory. **Electric Power Systems Research.**

BATISTA, R.; LOURO, P. E. B. B.; PAULINO, J. O. S. Lightning performance of a critical path from a 230- kV transmission line with grounding composed by deep vertical electrodes. In: 2021 XV INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS.

1.3.4 Trabalhos em desenvolvimento

BATISTA, R.; PAULINO, J. O. S. Contributions to the knowledge of frequency-dependent soil parameters for conditions of multilayered media.

1.4 Organização do texto

Esta tese é dividida em 6 capítulos, incluindo a introdução e dois apêndices.

O Capítulo 2 apresenta técnicas computacionais para estimativa do comportamento do aterramento elétrico. Trabalhos com foco na resposta impulsiva de aterramentos em solos estratificados são apresentados, assim como expressões indicadas ou deduzidas para condições de interesse da tese, sendo fundamentadas na teoria de LT.

O Capítulo 3 aborda a validação das técnicas desenvolvidas na tese para estimar o aterramento elétrico em condições impulsivas e solo estratificado. O ferramental empregado nas simulações é apresentado, bem como comparações com outros trabalhos são realizadas.

O Capítulo 4 apresenta um estudo sobre a dependência com a frequência dos parâmetros elétricos do solo em condições de meios estratificados. Dedução de expressões são feitas, além de simulação e comparação com um experimento em escala reduzida para suportar as conclusões e resultados alcançados.

O Capítulo 5 compara, por meio de simulações, as configurações de aterramento vertical e convencional para transitórios de frente lenta e rápida. O procedimento de instalação de eletrodos verticais profundos é definido, com estimativas de custo e comparação com a escolha da adição de dispositivos para-raios às estruturas da LT. A resposta das malhas de aterramento é obtida, com apresentação das características vantajosas da configuração proposta. Por fim, um estudo de caso em uma LT de 230 kV é feito, com análise de trechos que propiciam verificar a viabilidade técnica dos eletrodos verticais profundos.

O Capítulo 6 engloba as conclusões finais da pesquisa e propostas de continuidade do trabalho.

O Apêndice A apresenta informações a respeito do programa HFSS, sobre o método numérico empregado em suas soluções e um passo-a-passo relativo à implementação de problemas de aterramento elétrico no ambiente computacional.

O Apêndice B constitui uma coletânea de expressões analíticas para a estimativa do comportamento impulsivo de configurações diversas de aterramento. Tais dados foram coletados e/ou deduzidos ao longo da pesquisa e constituem informação pertinente sobre o tema.

Capítulo 2

MODELO BASEADO NA TEORIA DE LINHAS DE TRANSMISSÃO PARA O CÔMPUTO DA IMPEDÂNCIA HARMÔNICA DE ATERRAMENTO EM SOLOS ESTRATIFICADOS

2.1 Introdução

Este capítulo apresenta o desenvolvimento de um modelo computacional para o cálculo da impedância harmônica de aterramento de hastes e eletrodos horizontais em solos estratificados em duas camadas. As expressões desenvolvidas se baseiam nas formulações de LT e são válidas para condições em que o condutor penetre ou não a camada inferior do meio estratificado.

Uma revisão de conceitos associados ao tema é realizada, bem como a apresentação de trabalhos e dos principais métodos computacionais conhecidos para a avaliação de aterramentos em condições de altas frequências. Foca-se, principalmente, em trabalhos relacionados ao comportamento impulsivo de aterramentos em meios estratificados, tópico avaliado recentemente por outros pesquisadores. Em acréscimo, as técnicas de avaliação computacional do aterramento são diferenciadas por meio de análise teórica e exemplo prático.

Por fim, os passos relativos à dedução do comportamento do aterramento elétrico em altas frequências por meio de solução analítica são apresentados, bem como as hipóteses assumidas para o problema relativo à teoria de LT. A investigação se concentra na configuração típica de aterramento em torres de LT, constituída por cabos contrapesos, e em eletrodos verticais, com solução para o problema em solo uniforme e estratificado.

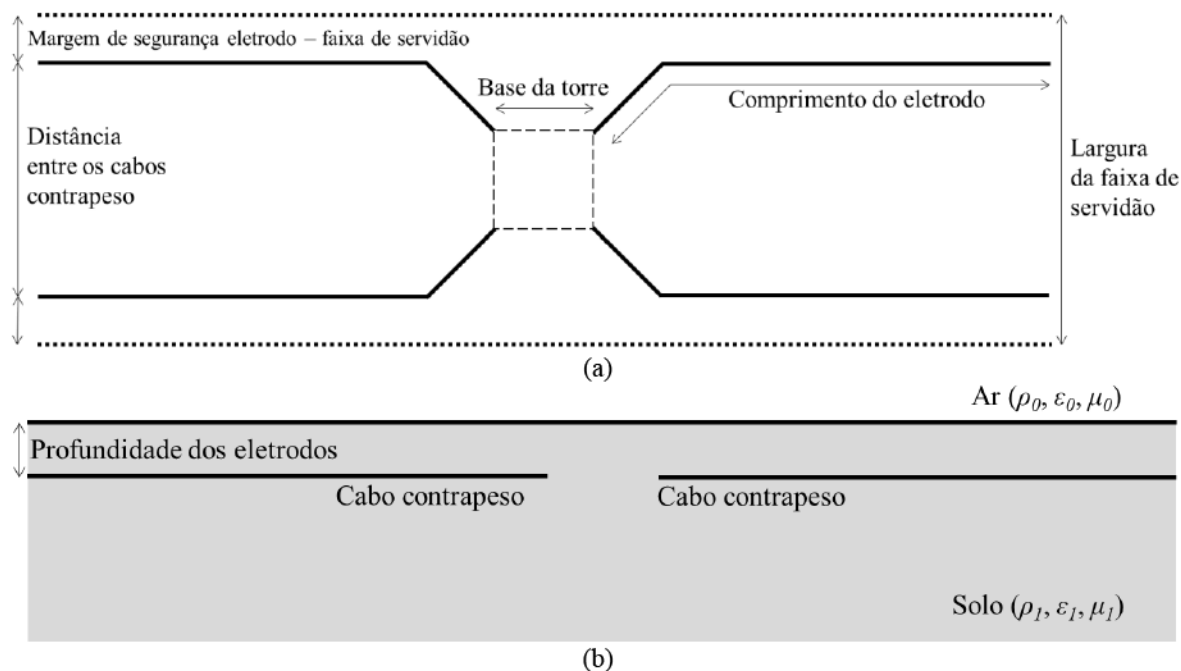
2.2 Procedimento proposto e aspectos relacionados à modelagem de aterramentos elétricos

2.2.1 Considerações preliminares e trabalhos sobre impedância de aterramento em solos estratificados em duas ou mais camadas

O aterramento elétrico em torres de LT costuma ser composto por eletrodos horizontais, denominados cabos contrapesos, em configuração similar à ilustrada na Figura 2.1. Os eletrodos são conectados à parte metálica da torre e instalados de maneira radial no sentido contrário à base da estrutura. Por conta da faixa de servidão da LT, costuma-se adotar uma margem de segurança dos eletrodos enterrados ao limite da faixa – tipicamente, seu valor é de 1 m. Se o condutor apresentar comprimento superior à largura da margem de segurança citada, deve-se continuar sua instalação a partir desse ponto em direção paralela aos limites da faixa de servidão.

O comportamento transitório de aterramentos elétricos, sejam compostos por cabos contrapesos ou dispostos em outras configurações, é bem conhecido na literatura em condições de solo homogêneo. Modelos numéricos, como (GRCEV; DAWALIBI, 1990) e (VISACRO; SOARES, 2005), apresentam procedimentos para o cálculo de geometrias quaisquer de aterramentos em condições de surtos de frente rápida; há evidências da variação da resistividade e da permissividade elétrica ao longo da frequência, que podem ser consideradas em simulações por meio de expressões como aquelas apresentadas em (LONGMIRE; SMITH, 1975), (PORTELA; TAVARES; PISSOLATO, 2003) e (VISACRO; ALIPIO, 2012); o potencial elétrico referido ao infinito que surge no aterramento devido à corrente injetada em seus condutores permite estabelecer o conceito da impedância impulsiva – definida por (VAINER, 1965) como a razão entre o valor máximo do GPR (*Ground Potential Rise*) e o pico da corrente

Figura 2.1 – Configuração típica do aterramento elétrico em torres de LT: (a) vista superior e (b) vista lateral



Fonte: Dados da pesquisa

injetada, que se apresenta como um parâmetro conservativo e de interesse prático na etapa de projeto (VISACRO, 2015); e técnicas para a medição da impedância de aterramento são reportadas em trabalhos como (PETRACHE; CHISHOLM; PHILLIPS, 2007), (RODRIGUES; VISACRO, 2014), (LIMA *et al.*, 2015) e (CAETANO *et al.*, 2019), embora ainda se encontrem em condições predominantemente de pesquisa.

A publicação de trabalhos sobre o cálculo da resistência de aterramento em solos multicamadas é extensa, a citar algumas como: expressões analíticas para o cálculo da resistência de aterramento de uma haste ou um eletrodo horizontal em solos estratificados em duas camadas (HE; ZENG; ZHANG, 2012; SUNDE, 1968; TAGG, 1964); eletrodos imersos em solos com três estratificações verticais (RANCIC *et al.*, 1996); eletrodo vertical em solo multicamadas (NAHMAN, 1980; TAKAHASHI; KAWASE, 1991); comportamento de malhas com reticulados em solos modelados por duas camadas horizontais (DAWALIBI; MA; SOUTHEY, 1994; MA; DAWALIBI; SOUTHEY, 1996); avaliação do método da queda de potencial em solos estratificados em duas camadas (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1979b); influência de hastes em malhas imersas em meios multicamadas (DAWALIBI; MUKHEDKAR, 1979a); expressões analíticas de resistência de aterramento em solos com duas camadas horizontais de malhas com reticulados (SALAMA; ELSHERBINY; CHOW, 1995); comparação entre métodos disponíveis (DEL ALAMO, 1993); e diversos outros.

A resposta impulsiva de aterramentos elétricos em solos multicamadas é relativamente recente e bem menos conhecida que a relativa aos transitórios associados a fenômenos de baixas frequências. As primeiras curvas de distribuição de corrente ao longo de um eletrodo horizontal em frequências de 1 kHz a 1 MHz são apresentadas em (TOSEVA; GRCEV, 2004). Este trabalho apresenta uma modificação do método MPIE (*Mixed Potential Integral Equation*), apresentada em (GRCEV; DAWALIBI, 1990), para a condição de um solo estratificado em duas camadas. Uma análise posterior realizada por (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007) apresenta a distribuição de corrente de um eletrodo horizontal de 10 m em solo com duas camadas horizontais, considerando a presença de outro condutor no meio – este sem ligação ao aterramento. Outros trabalhos sobre o assunto são realizados pelos autores, a citar um estudo sobre hastes em solo estratificado (TOSEVA; GRCEV, 2011).

Em 2009, o trabalho de (LEE; JOE; CHOI, 2009) emprega um modelo circuitual com parâmetros distribuídos para avaliar medições de impedância harmônica de aterramento em meio estratificado. É percebida uma disparidade em altas frequências do modelo em comparação a medições efetuadas, especialmente para valores elevados de permissividade relativa para o solo nas simulações. Ressalta-se que os parâmetros de resistividade e permissividade do solo foram admitidos como constantes e que o modelo empregado tende a superestimar os valores de impedância harmônica em altas frequências por conta das hipóteses de simplificação do problema. Uma sequência do trabalho para cabos contrapesos, incluindo curvas da impedância harmônica de aterramento, é realizada em (CHOI; LEE, 2012).

Um método baseado no FEM (*Finite Element Method* ou Método dos Elementos Finitos) é apresentado em (SARAJČEV; VUJEVIĆ; LOVRIĆ, 2011), sendo expandido em (VUJEVIĆ; SARAJČEV; LOVRIĆ, 2012), para o cômputo do problema em meios multicamadas. O artigo de 2012 citado apresenta perfis de potencial elétrico ao nível do solo para diferentes frequências, admitindo malhas compostas por reticulados, típicas de subestações, em solos aproximados por até seis camadas horizontais.

Maiores detalhes em relação a trabalhos mais recentes são apresentados a seguir, por conta da maior diversidade e riqueza de detalhes na apresentação de parâmetros associados ao aterramento em meios multicamadas.

Em 2017, V. Toseva, L. Grcev e K. Drissi apresentaram um estudo que foca no comportamento do módulo da impedância de aterramento de hastes em solos de duas camadas (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017). O condutor é aproximado por um fio fino para o cômputo da distribuição de corrente ao longo do eletrodo por meio do MoM (*Method of Moments* ou Método dos Momentos) e a discretização do domínio é realizada por meio do método de

Galerkin. As condições de fronteira dos campos eletromagnéticos entre os meios são definidas por meio de funções de Green, sendo formuladas e solucionadas pelas integrais de Sommerfeld. Nota-se o uso da formulação MPIE no desenvolvimento das expressões do trabalho.

Uma haste de 10 m de comprimento e raio de 1 cm é simulada em solos de duas camadas com resistividades elétricas que variam entre 1,01 Ωm e 10 $\text{k}\Omega\text{m}$, para condições de primeira camada com espessura igual a 1 e 5 m. Os resultados sugerem que a consideração do solo estratificado em duas camadas, como esperado, em altas frequências – no caso do artigo, de 1 kHz a 10 MHz, difere muito da faixa espectral em que o aterramento pode ser visto como uma resistência: nas baixas frequências ou abaixo de 1 kHz no artigo. Embora o ângulo da impedância não seja mostrado, é perceptível que o comprimento efetivo e as parcelas indutivas e capacitivas do aterramento variam com os valores de resistividade considerados para cada camada. Em outras palavras, o comportamento de um aterramento em um solo suposto homogêneo pode diferir significativamente se o mesmo meio for modelado em duas ou mais camadas, sobretudo na faixa de altas frequências.

Os pesquisadores H. Karami e K. Sheshyekani publicaram um trabalho, em 2018, que implementa a fonte na simulação do aterramento elétrico por meio de um modelo de corrente impressa, o que, segundo os autores, apresenta independência quanto ao caminho de integração do campo elétrico considerado para o cômputo do potencial elétrico (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018). Enquanto em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017) a fonte de corrente é definida como um gerador conectado ao condutor e sua terminação é fixada no infinito, isto é, em um ponto suposto com potencial elétrico nulo, o modelo proposto em (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) obtém a impedância de aterramento diretamente pela matriz obtida pelo MoM, o que tende a suprimir problemas resultantes do campo elétrico não conservativo em altas frequências, como o posicionamento dos terminais da fonte de corrente que excitam o condutor.

Eletrodos horizontais de 3 e 30 m e hastes de 3 e 15 m de comprimento, todos compostos por condutores de raio igual a 1,25 cm, são avaliados por meio da técnica proposta em solos homogêneos e estratificados em duas e três camadas. Houve a comparação das curvas de impedância de aterramento ao longo da frequência de dois casos com aquelas obtidas por meio do programa FEKO, o que evidenciou a similaridade das soluções. Como percebido em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017), a impedância de aterramento de eletrodos verticais é influenciada por todas as camadas do solo sobre as quais o condutor atravessa. Por outro lado, percebe-se que eletrodos horizontais tendem a ser significativamente influenciados pela camada do solo sob a qual se encontram inseridos.

Também em 2018, quatro pesquisadores apresentaram um trabalho sobre a resposta impulsiva de aterramentos elétricos em solos estratificados em duas camadas (KHERIF *et al.*, 2018). Um modelo fundamentado na teoria de LT é considerado, sendo cada segmento de condutor representado por meio de circuitos π -equivalente, além da adoção de expressões para o cômputo dos efeitos mútuos entre os condutores e ionização do solo na região circunvizinha aos eletrodos. A comparação das simulações do método proposto com hastes, eletrodos horizontais e uma malha reticulada mostra uma boa concordância com medições realizadas pelos pesquisadores em experimentos. Há boa adequação das curvas com as medições para os experimentos realizados com ondas de corrente de baixa magnitude – da ordem de 1 A, enquanto aquelas com pico de cerca de 700 A apresentam dispersão mais pronunciada.

Uma crítica ao trabalho é a utilização de um solo de baixa resistividade para o experimento, sendo a primeira camada igual a 200 Ωm com espessura igual a 8 m, enquanto a segunda camada apresenta 50 Ωm . As hastes empregadas de 1,2 a 4,8 m são incapazes de atingir a segunda camada de menor resistividade, se distanciando, no mínimo, de 3,2 m da parte inferior do solo. Levando-se em conta a espessura de 8 m da primeira camada e a profundidade máxima alcançada pelos eletrodos horizontais e pela malha reticulada, é pouco provável que haja distinção entre os resultados apresentados e aqueles obtidos por um solo homogêneo de 200 Ωm .

Solos com estratificação vertical são avaliados em (CHIHEB *et al.*, 2018) por meio de um modelo LT para um eletrodo horizontal, o qual penetra as duas camadas simultaneamente. O modelo TL é representado no espaço de estados, inclui a ionização do solo e é avaliado para uma onda dupla-exponencial aproximada para correntes de descargas atmosféricas.

O problema de aterramento em solo multicamadas é avaliado em (SALARIEH, 2019; SALARIEH; DE SILVA; KORDI, 2019). Em sua dissertação, B. Salarieh emprega o programa HFSS para avaliar a impedância harmônica de aterramento e GPR de eletrodos horizontais e verticais, incluindo a variação da resistividade e permissividade elétrica no solo. A forma de implementação no programa e análises de sensibilidade quanto à porta empregada para excitação do condutor aterrado é apresentada no texto, além de estudos relacionados à resposta impulsiva de torres de LT. Seguindo a mesmo princípio, o trabalho (ARAUJO *et al.*, 2019) avalia a configuração de cabos contrapesos em solos multicamadas, sempre com parâmetros do meio constantes em relação à frequência – o trabalho foca exclusivamente a impedância harmônica de aterramento e GPR. O programa FEKO é empregado nas simulações por meio de sua solução baseada no MoM.

Por fim, (NAZARI *et al.*, 2020) emprega o programa CDEGS, que aproxima o problema por meio do MoM, para avaliar o comportamento de uma haste e um eletrodo horizontal em um solo estratificado. A variação da resistividade e da permissividade elétrica do meio é considerada, bem como a incidência direta e indireta de uma descarga atmosférica. A presença de umidade no solo é admitida e os resultados indicam que, como em meios homogêneos, o GPR tende a ter seu valor atenuado ao se considerar parâmetros variáveis com a frequência, principalmente para correntes subsequentes de descargas atmosféricas.

Os trabalhos apresentados nesta seção são boas fontes de referências para a verificação da adequação dos resultados do modelo proposto, descrito na próxima seção, sobretudo na condição de interesse deste trabalho: hastes inseridas em solo estratificado em duas camadas. A presença de trabalhos recentes e o desenvolvimento de técnicas em um curto período de tempo evidenciam a relevância atual do tema sob estudo.

2.2.2 Hipóteses eletromagnéticas associadas aos modelos numéricos para avaliação de aterramentos elétricos

O projeto e estudo de aterramentos elétricos requer um modelo computacional que possa representar o problema, possibilitando a análise de parâmetros elétricos relacionados às malhas e eletrodos inseridos no solo. Os procedimentos mais rigorosos do ponto de vista físico se baseiam na solução das fórmulas de ondas eletromagnéticas na forma completa (EMF ou *Electromagnetic Field*), empregada em programas como o HFSS, ou em modificações das equações para o problema específico de aterramento elétrico – ao longo do texto, será definida como técnica, modelo ou método EMF por conveniência de escrita. Nessa situação, as condições de fronteira entre cada camada e a dedução das funções de Green para o problema são necessárias, como apresentado em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017) e (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018). Tais rotinas possuem como característica o alto custo computacional e um tempo significativo para a conclusão de cada simulação, o que pode tornar o estudo minucioso das particularidades do problema em uma tarefa muito onerosa ou inviável do ponto de vista prático, caso seja requerido um curto período de tempo para sua solução. Ademais, considerando os erros envolvidos na medição da resistividade elétrica do solo e a variação deste parâmetro ao longo do ano devido as condições climáticas, uma solução aproximada, mas com menor custo computacional e tempo demandado para as simulações, é de interesse para a avaliação do problema.

Outra característica comum ao método EMF é a discretização do problema. Dividir o domínio, resolver cada parte e obter a solução global costuma ser a premissa de técnicas numéricas desta categoria, mas origina erros de discretização no procedimento. Resolução e qualidade de malhas, comportamento da solução e suas derivadas, erros de arredondamento e convergência iterativa, propagação de erros entre soluções por meio de resíduos, erros de truncamento, singularidade e descontinuidade de meios são algumas das características presentes nas técnicas citadas, como indicado em (NAVARRINA; COLOMINAS; CASTELEIRO, 2003; ROY, 2010). Percebe-se, portanto, que o uso das técnicas anteriores requer cuidado quanto a obtenção de soluções representativas quanto ao problema avaliado. Reitera-se, apesar das características do método, que a solução EMF é a mais rigorosa para a avaliação de aterramentos elétricos.

Uma técnica bem difundida na literatura e que tende a resultar em aproximações com boa precisão para a impedância de aterramento em relação aos modelos mais rigorosos para condições práticas é a fundamentada na teoria de LT – tratada na tese como modelo, método ou técnica LT. Quando comparada às soluções EMF, apresenta como vantagens a fácil implementação, tempo necessário muito menor para o fim das simulações, baixo custo computacional, fórmulas para eletrodos horizontais e verticais (ALIPIO *et al.*, 2016; GRCEV; POPOV, 2005; GRCEV, 2009), além de aproximações para configurações do tipo cabo contrapeso em solos homogêneos (LIMA, 2010). Por outro lado, há limitações em seu uso, como: presença quase exclusiva de expressões para configurações simples de aterramento e dificuldade na obtenção de fórmulas para geometrias mais complexas; avaliação usual do GPR, e não da queda de tensão ao nível do solo, devido à injeção de corrente na malha – tal limitação não é observada em métodos discretizados fundamentados na teoria de LT, como observado em (CHIHEB *et al.*, 2018); presença de fórmulas para cálculo da impedância usualmente concentrada a solos homogêneos e com valores que tendem a ser muito conservativos, isto é, muito maiores que os obtidos por meio do cálculo de EMF em frequências da ordem de dezenas ou centenas de kHz (GRCEV, 2009). Se as desvantagens apresentadas pela aproximação do problema de aterramento por meio da teoria de LT puderem ser assumidas, a técnica tende a ser uma opção adequada para sua solução.

A técnica LT pressupõe a hipótese quase-estática, em que as grandezas eletromagnéticas associadas ao fenômeno avaliado variam lentamente no tempo. Como condições principais, correntes de deslocamento são omitidas no problema, já que apresentam magnitude muito menor que às correntes de condução, além de que o tamanho físico do problema é muito menor que o comprimento de onda do sinal (VASCONCELOS, 2017). Há a configuração do chamado

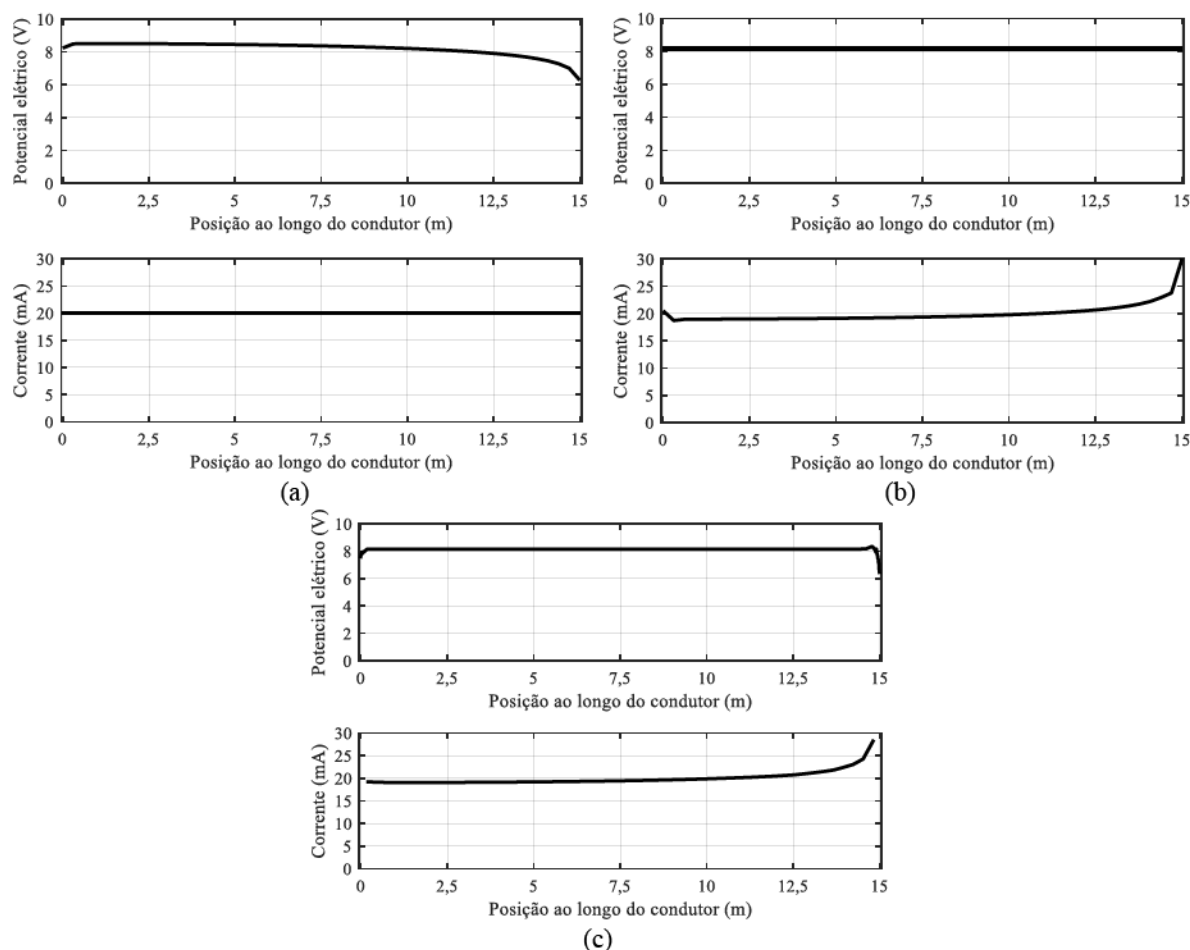
modo de propagação transverso eletromagnético (TEM), isto é, a intensidade de campo elétrico E e a intensidade de campo magnético H são ortogonais entre si e ao sentido de propagação da corrente no condutor.

Comparação entre os modelos podem ser realizadas no programa HFSS, com o sentido de prever as componentes de frequência que tendem a ser mal estimadas pelas hipóteses adotadas no modelo LT. Para isso, um eletrodo vertical de 15 m e raio de 1 cm é considerado em um solo uniforme com resistividade elétrica $\rho = 100 \Omega\text{m}$, permissividade dielétrica relativa $\epsilon_r = 10$ e permeabilidade magnética igual à do vácuo, isto é, $\mu = \mu_0$. Cabe ressaltar que a situação apresentada é hipotética e tem fins apenas de avaliação do comportamento dos parâmetros elétricos em função da frequência do sinal avaliado, não sendo necessariamente uma malha de aterramento de uso prático. Assume-se ainda uma onda de corrente de 1 A aplicada no eletrodo, com frequência variável igual a 100 Hz ou 1 MHz, e que o potencial elétrico do condutor é calculado em sua superfície. Além disso, por meio da discretização do condutor em 50 partes, será possível avaliar a distribuição da corrente injetada ao longo do comprimento do eletrodo enterrado.

Para o sinal de baixa frequência ou 100 Hz, três avaliações são apresentadas. A primeira emprega o cálculo das fórmulas de ondas eletromagnéticas na forma completa por meio do programa HFSS – nessa situação, tanto o potencial elétrico como a corrente ao longo do condutor discretizado não apresentam valores fixos. Duas outras maneiras de avaliar o problema são baseadas nas expressões apresentadas em (BATISTA; SOUZA, 2019a) pelo autor desta tese. Um procedimento é simplificar o problema assumindo a hipótese de potencial elétrico constante (APC ou aproximação potencial constante) ao longo do condutor, enquanto outro supõe a distribuição da corrente constante ao longo do eletrodo – ACC ou aproximação corrente constante. A comparação dos três procedimentos é apresentada na Figura 2.2.

Observa-se na Figura 2.2 que, considerando o problema avaliado em baixas frequências, tanto a APC quanto ACC apresentam valores parecidos com o apresentado pelo programa HFSS. A APC, indicada na Figura 2.2 (b), apresenta corrente muito similar àquela obtida pelo HFSS e diferenças nítidas no potencial elétrico nas extremidades do eletrodo. Como indicado em (BATISTA; SOUZA, 2019a), a APC tende a ser mais fidedigna em relação ao problema do que a corrente constante, o que é evidenciado na maior similaridade dos resultados da Figura 2.2 (b) do que da Figura 2.2 (a) em relação à solução do HFSS. Expressões analíticas para a resistência de aterramento, empregadas no modelo LT, costumam assumir a distribuição homogênea de cargas ao longo do condutor, condição similar à ACC.

Figura 2.2 – Comparação do potencial elétrico e corrente ao longo de uma haste de 15 m de comprimento em solo de $100 \Omega\text{m}$ para três hipóteses (sinal de corrente com frequência de 100 Hz): (a) ACC, (b) APC e (c) solução de fórmulas de onda completa por meio do HFSS.

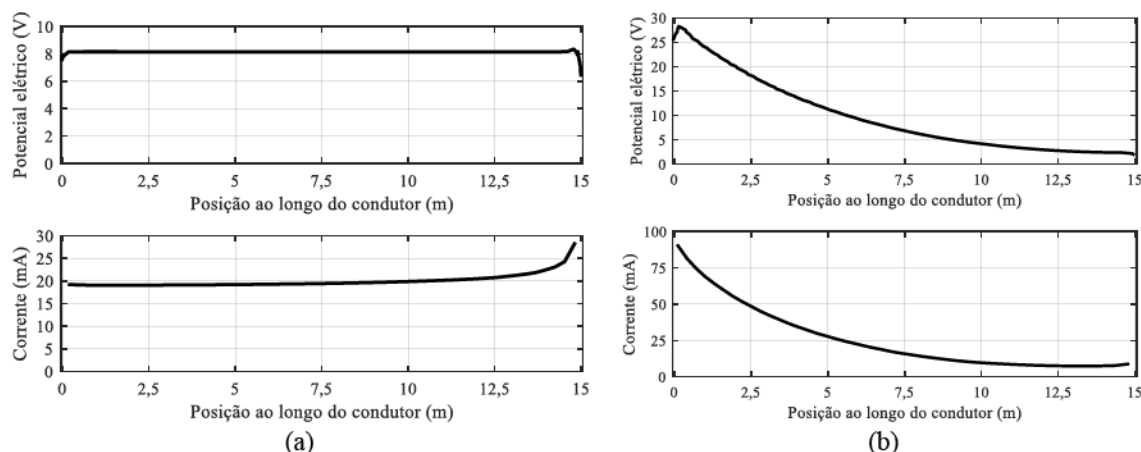


Fonte: Dados da pesquisa

Para a situação em que o problema considera uma corrente injetada na haste com frequência de 1 MHz, as hipóteses de APC e ACC são comprometidas e devem ser consideradas em complemento os efeitos capacitivos e indutivos. O resultado obtido pelo HFSS para a condição citada é apresentado na Figura 2.3.

A Figura 2.3 ilustra a notória divergência entre a distribuição de potencial elétrico e corrente ao longo do condutor. Se em baixas frequências as hipóteses de ACC e, principalmente, APC costumam ser suficientes para o problema, em altas frequências o mesmo não ocorre. Na frequência de 1 MHz, a relação entre tensão e corrente possui característica distinta, com efeitos capacitivos e indutivos significativos na resposta do condutor. Na Figura 2.3 (b), a corrente e o potencial elétrico tendem a diminuir sua amplitude significativamente ao se propagar pelo condutor, o que é justificado pelo valor da constante de propagação à

Figura 2.3 – Potencial elétrico e corrente ao longo de uma haste de 15 m de comprimento em solo de $100 \Omega\text{m}$, $\epsilon_r = 10$ e $\mu_r = 1$ obtidos pelo HFSS: sinal com frequência de (a) 100 Hz e (b) 1 MHz



Fonte: Dados da pesquisa

frequência avaliada. Atenuação e defasagem das ondas de tensão e corrente são esperadas e nitidamente verificadas nos eletrodos de aterramento em condições com sinais relativos à altas frequências.

Apesar das simplificações relacionadas ao método LT, seus resultados para aterramentos podem apresentar boa precisão em aspectos práticos. Descargas atmosféricas, com espectro de frequência que pode alcançar 1 MHz para correntes subsequentes (VISACRO, 2005), são as causas mais comuns de falhas de isolamento em LT e costumam ser estudadas como fontes de distúrbio para as malhas de aterramento. Apesar de não apresentar uma representação muito fiel do problema em frequências próximas a 1 MHz, sua resposta usualmente é suficiente em frequências inferiores, espectro que compreende a parcela majoritária da energia da corrente de uma descarga atmosférica, para a obtenção de soluções com valores normalmente conservativos em relação ao EMF, mas aceitáveis do ponto de vista prático.

2.3 Modelos LT para aterramentos elétricos de malhas verticais e configurações constituídas por cabos contrapesos

2.3.1 Introdução

Uma forma de estimar a impedância harmônica de aterramento, definida como $Z(\omega)$, em que ω é a frequência angular, é apresentada em (BOURG; SACEPE; DEBU, 1995) e

consiste em considerar o eletrodo enterrado como uma LT em aberto no interior do solo. Como indicado no Apêndice B, as etapas para sua determinação envolvem o cálculo de $Z(\omega)$ como:

$$Z(\omega) = Z_c \cotanh(\gamma l), \quad (2.1)$$

em que l é o comprimento do condutor, Z_c é a impedância característica:

$$Z_c = \sqrt{Z'/Y'}, \quad (2.2)$$

γ é a constante de propagação:

$$\gamma = \sqrt{Z'Y'}, \quad (2.3)$$

Z' e Y' são, respectivamente, a impedância longitudinal e a admitância transversal por unidade de comprimento da malha de aterramento:

$$Z' = R'_g + j\omega L', \quad (2.4)$$

$$Y' = G' + j\omega C', \quad (2.5)$$

R'_g e L' são a resistência e indutância externa longitudinais por unidade de comprimento e G' e C' são a condutância e capacitância transversais por unidade de comprimento do condutor:

$$R'_g = R_g / l, \quad (2.6)$$

$$L' = L / l, \quad (2.7)$$

$$G' = G / l = (Rl)^{-1}, \quad (2.8)$$

$$C' = C / l. \quad (2.9)$$

Usualmente, R'_g pode ser suprimido na Equação (2.4), já que a resistividade do condutor é muito menor que a do meio ao seu redor, e G' é estimado por meio da resistência externa R entre o condutor e o solo, como indicado na Equação (2.8). Outro procedimento comum é a obtenção da expressão de C por meio da hipótese quase-estática:

$$RC = \rho\varepsilon \Rightarrow C = \rho\varepsilon / R = \rho\varepsilon G, \quad (2.10)$$

além da possibilidade de se calcular a indutância L por meio de C por meio da relação (SADIKU, 2001):

$$LC = \mu\varepsilon \Rightarrow L = \mu\varepsilon / C = R\mu / \rho. \quad (2.11)$$

Assim, obtém-se um modelo LT para a estimativa de $Z(\omega)$ e que pode ser empregada para o cômputo da impedância impulsiva, denominada como Z_P , por meio de técnicas que convertam a resposta do aterramento no domínio da frequência para o domínio do tempo.

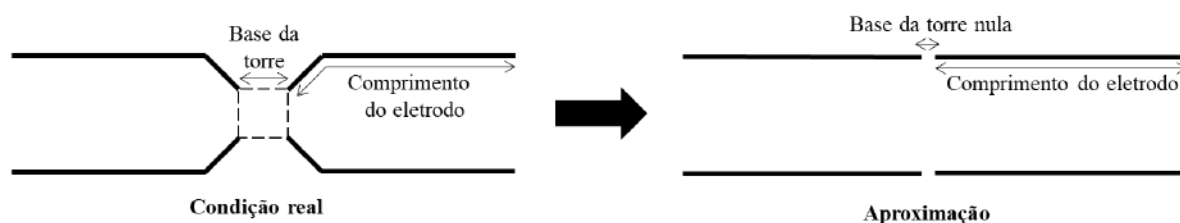
A utilização das Equações (2.10) e (2.11) para a estimação de C e L a partir de G é conveniente, já que não é necessário deduzir expressões independentes para a capacitância e a indutância. No entanto, condições de solo estratificado associadas à consideração de que ρ e ϵ são dependentes com a frequência tornam inviáveis o emprego direto das Equações (2.10) e (2.11), pois os valores de permissividade e resistividade elétrica deveriam ser equivalentes de um meio uniforme para o problema avaliado. É de interesse, portanto, a definição de expressões individuais para L e C para a condição de solo estratificado estudado ao longo do trabalho para contornar tais empecilhos na etapa de simulação.

As próximas seções apresentam expressões para o cômputo de R , L e C para diferentes geometrias, com maior interesse em solos estratificados.

2.3.2 Desenvolvimento de técnica LT para cômputo da impedância harmônica de aterramento de configurações constituídas por cabos contrapesos

Um modelo para calcular $Z(\omega)$ de configurações compostas por cabos contrapeso é proposta em (LIMA, 2010). A ideia aproxima cada um dos condutores radiais da configuração, como ilustrado na Figura 2.1, como um eletrodo retilíneo de mesmo comprimento e raio, isto é, a parcela radial que parte da base da torre é considerada na mesma posição do restante do condutor paralelo à faixa de servidão da LT, vide Figura 2.4.

Figura 2.4 – Aproximação da configuração com cabos contrapesos de (LIMA, 2010)



Fonte: Dados da pesquisa

Deve-se calcular os parâmetros G , L e C para a condição de um único eletrodo horizontal e da mútua para os eletrodos em paralelo ao condutor avaliado. Para um único condutor horizontal de raio a , a condutância é estimada por (SUNDE, 1968):

$$G \approx \left\{ \frac{\rho}{\pi l} \left[\ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 \right] \right\}^{-1}, \text{ para } l \gg a \text{ e } l \gg d, \quad (2.12)$$

em que l é o comprimento do eletrodo horizontal e d é a profundidade do condutor. Sua capacitância, supondo hipótese quase-estática, é obtida por meio da Equação (2.10) e resulta em:

$$C \approx \pi \varepsilon l \left[\ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 \right]^{-1}, \text{ para } l \gg a \text{ e } l \gg d. \quad (2.13)$$

A indutância de um eletrodo horizontal apresenta diferentes expressões na literatura para seu cômputo, sendo uma recente, a proposta em (GRCEV; MARKOVSKI; GRCEVA, 2011). Definindo $H = 2d+a$, a indutância é descrita por:

$$L = \frac{\mu l}{2\pi} \left\{ \begin{array}{l} \ln \left(\frac{l}{a} + \sqrt{1 + \left(\frac{l}{a} \right)^2} \right) - \sqrt{1 + \left(\frac{a}{l} \right)^2} + \frac{a}{l} \\ - \frac{H}{l} \left[\ln \left(\frac{H}{l} + \sqrt{1 + \left(\frac{H}{l} \right)^2} \right) - \sqrt{1 + \left(\frac{l}{H} \right)^2} - \ln \left(\frac{2H}{l} \right) + 1 \right] \end{array} \right\}. \quad (2.14)$$

Para a condição em que $l \gg a$, a Equação (2.14) torna-se:

$$L = \frac{\mu_0 l}{2\pi} \cdot \left\{ \ln \left(\frac{2l}{a} \right) + \frac{H}{l} \left[\ln \left(\frac{2H}{a} \right) - 1 \right] - \frac{1}{2} \left(\frac{H}{l} \right)^2 + \frac{a}{l} - \frac{1}{4} \left(\frac{a}{l} \right)^2 \right\}. \quad (2.15)$$

Com os parâmetros calculados, suas versões por unidade de comprimento podem ser utilizadas para calcular $Z(\omega)$. A Equação (2.1) é empregada para o cálculo dos termos Z_p e Z_m , resultando em (LIMA, 2010):

$$Z(\omega) = (Z_p + Z_m)/4, \quad (2.16)$$

em que Z_p é a impedância própria de um eletrodo horizontal que compõe a malha, cujos parâmetros e estimativa são dados por meio das Equações (2.12), (2.13) e (2.15), e Z_m é a impedância mútua entre cada um dos condutores que formam o aterramento. Neste caso, Z_m é estimado por meio da Equação (2.1) com as seguintes modificações nos parâmetros G , C e L , indicados nas Equações (2.12), (2.13) e (2.15): substituição de a pela distância entre os condutores e de H pela profundidade média dos eletrodos horizontais na malha (SUNDE, 1968).

É nítido que as expressões de (LIMA, 2010) se limitam à condições de solo uniforme. Para meios estratificados, torna-se necessário o uso de técnica que converta o solo aproximado em duas camadas em um equivalente homogêneo de resistividade aparente ρ_a para a avaliação dos eletrodos horizontais. Outra alternativa é a definição de expressões para G , C e L que apresentem a premissa de solo heterogêneo para o problema, algo realizado a seguir.

O procedimento de (LIMA, 2010) pode ser aplicado à condição apresentada no Apêndice B, em que fórmulas para R , L e C são definidas para dois condutores com um ponto

de interseção em suas extremidades – Equações (A52) a (A54). Tal geometria, para um ângulo de 135°, corresponde ao caso de cabos contrapesos, mas ainda se limita a casos de solo uniforme. A dedução ou apresentação de expressões que estimem o aterramento para casos de solos estratificados permite a expansão do procedimento definido anteriormente para condições de interesse da pesquisa.

Assumindo a simplificação do cabo contrapeso por um eletrodo horizontal em cada uma das extensões do aterramento de uma torre de LT, (TAGG, 1964) apresenta uma fórmula para o cômputo do condutor horizontal em solo estratificado:

$$R = \frac{\rho_1}{\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{4nh}{l} - 2\sqrt{\frac{4n^2h^2 + l^2}{l^2}} - 2\ln \left(\frac{2nh}{\sqrt{4n^2h^2 + l^2} + l} \right) \right] \right\}, \text{ se } l \gg d \text{ e } d < h, \quad (2.17)$$

em que $k = (\rho_2 - \rho_1)/(\rho_2 + \rho_1)$ é o coeficiente de reflexão para a resistividade elétrica. Tal expressão é válida apenas para condições em que o condutor horizontal se localiza na primeira camada do solo. Caso esteja na segunda camada do solo, indica-se o uso da adaptação de (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981):

$$R = \frac{\rho_2}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{l^2}{2ad} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\ln \left(\frac{l}{4(nh+d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh+d)^2}} \right) - \ln \left(\frac{l}{4(d-nh+2h)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(d-nh+2h)^2}} \right) \right] \right\}, \text{ se } d \geq h. \quad (2.18)$$

Por meio da hipótese de quase-estática e suposição de propagação de ondas no modo TEM, pode-se calcular a capacitância C como:

$$C = \begin{cases} \pi\epsilon_1 l \left\{ \ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k_c^n \left[\frac{4nh}{l} - 2\sqrt{\frac{4n^2h^2 + l^2}{l^2}} - 2\ln \left(\frac{2nh}{\sqrt{4n^2h^2 + l^2} + l} \right) \right] \right\}^{-1}, & \text{ se } l \gg d \text{ e } d < h, \\ 2\pi\epsilon_2 l \left\{ \ln \left(\frac{l^2}{2ad} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k_c^n \left[\ln \left(\frac{l}{4(nh+d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh+d)^2}} \right) - \ln \left(\frac{l}{4(d-nh+2h)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(d-nh+2h)^2}} \right) \right] \right\}^{-1}, & \text{ se } d \geq h. \end{cases} \quad (2.19)$$

em que $k_c = (\epsilon_{r1} - \epsilon_{r2})/(\epsilon_{r1} + \epsilon_{r2})$ é o coeficiente de reflexão da permissividade elétrica. A indutância, nos dois casos, pode ser estimada pela Equação (2.15) se $l \gg a$, o que é adequado para a maioria das condições práticas de aterramento, ou da relação indicada na Equação (2.11). Assim, por meio das expressões de R , C e L válidas para solos estratificados em duas camadas, o cômputo de $Z(\omega)$ por meio da Equação (2.16) apresenta maior generalidade de casos aplicáveis em relação às fórmulas originalmente previstas em (LIMA, 2010), limitadas à condições de meios homogêneos.

Com o desenvolvimento de fórmulas para a configuração de aterramento mais comum em torres de LT para solos estratificados em duas camadas, procede-se à investigação de expressões para a principal configuração de estudo neste trabalho: a de malhas compostas por eletrodos verticais.

2.3.3 Desenvolvimento de modelo LT para cômputo da impedância harmônica de aterramento de malhas constituídas por eletrodos verticais

Um modelo LT para a condição de uma única haste não apresenta elevada complexidade para ser desenvolvido, já que, como apresentado na dedução indicada no Apêndice B, apresenta apenas uma imagem por meio do uso do Método das Imagens no problema (PAUL, 2007). Assim, a dedução de uma expressão para R por meio do método das cargas uniformes não implica em um número elevado de cálculos.

Para a condição de quatro hastes dispostas em formato de quadrado, em adição à presença de um solo estratificado, a obtenção da expressão de R se torna muito laboriosa e suscetível a erros em sua dedução, como informado em (TAGG, 1964). Com o interesse em seu desenvolvimento neste trabalho, optou-se por procedimentos alternativos de simplificação do problema, propostos em (TAGG, 1964) e (SUNDE, 1968), respectivamente.

A referência (TAGG, 1964) indica o cálculo de R por meio da aproximação do problema por eletrodos hemisféricos, o qual possui fácil dedução em solos homogêneos. Supondo a razão entre R obtido por quatro hemisférios no solo pela expressão de um único eletrodo, o valor desejado para quatro hastes é alcançado por meio da hipótese de que sua proporção é similar para a condição de eletrodo vertical único. Como será visto no texto, tal procedimento apresenta vantagens, mas se limita a condições de solo homogêneo.

No caso de (SUNDE, 1968), uma simplificação do problema com quatro hastes o aproxima à condição de um único eletrodo vertical de raio equivalente igual a média geométrica das distâncias entre os condutores. Esse procedimento apresenta suas faixas indicadas de uso, que podem ser complementadas pela aproximação indicada por (TAGG, 1964) quando resultarem em soluções imprecisas, e apresenta como principal vantagem o fato de poder ser empregada, a princípio, em solo estratificado.

Embora o interesse deste trabalho se relacione ao conjunto de hastes em solo estratificado, o estudo dos dois procedimentos em meios homogêneos é justificado para compreender o comportamento de cada um em diferentes faixas de valores para parâmetros do problema. Desta forma, é possível indicar o uso de um procedimento para determinadas

condições com o objetivo de alcançar a melhor solução possível por meio do uso da técnica LT frente ao HFSS.

Para compreensão do procedimento de (TAGG, 1964), considere a Figura 2.5. A etapa inicial consiste na aquisição da fórmula de R para a condição de eletrodo vertical único, o qual é apresentado em (SUNDE, 1968) e tem dedução conforme Apêndice B:

$$R = \frac{\rho}{2\pi l} \left\{ \ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 \right\} \text{ para } l \gg a, \quad (2.20)$$

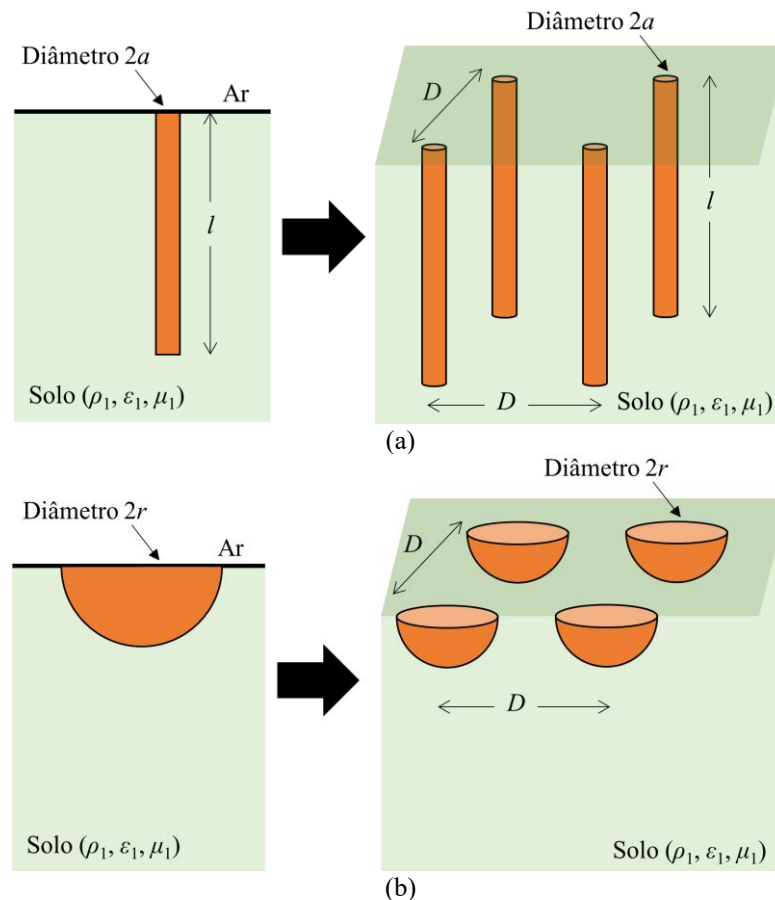
enquanto a expressão da resistência para um eletrodo hemisférico em solo uniforme vale (TAGG, 1964):

$$R = \frac{\rho}{2\pi r}, \quad (2.21)$$

em que r é o raio equivalente do hemisfério em relação ao raio a da haste, obtido pela igualdade entre (2.20) e (2.21):

$$R = R \Rightarrow r = l \left\{ \ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 \right\}^{-1}, \quad (2.22)$$

Figura 2.5 – Aproximação do problema de aterramento por meio de condutores hemisféricos: (a) condição de eletrodos verticais e (b) de eletrodos hemisféricos.



Fonte: Dados da pesquisa

O cálculo da resistência dos quatro hemisférios indicados na Figura 2.5 (b) é alcançado por meio da APC. O potencial elétrico φ de um hemisfério, desconsiderando o produto com a parcela $(4\pi\epsilon)^{-1}$, é igual a (TAGG, 1964):

$$\varphi = \frac{q}{r}, \quad (2.23)$$

em que q é a carga do hemisfério – é a Equação (A24) do Apêndice B normalizada por $(4\pi\epsilon)^{-1}$.

O potencial elétrico de cada hemisfério no conjunto composto por quatro condutores é representado pelo sistema a seguir:

$$\begin{cases} \varphi_1 = \frac{q_1}{r} + \frac{q_2}{D} + \frac{q_3}{D} + \frac{q_4}{D\sqrt{2}} \\ \varphi_2 = \frac{q_1}{D} + \frac{q_2}{r} + \frac{q_3}{D\sqrt{2}} + \frac{q_4}{D} \\ \varphi_3 = \frac{q_1}{D} + \frac{q_2}{D\sqrt{2}} + \frac{q_3}{r} + \frac{q_4}{D} \\ \varphi_4 = \frac{q_1}{D\sqrt{2}} + \frac{q_2}{D} + \frac{q_3}{D} + \frac{q_4}{r} \end{cases}, \quad (2.24)$$

em que D é a separação entre os hemisférios – o mesmo entre o conjunto de hastes da Figura 2.5 (a), e as cargas q_1 a q_4 são as especificadas por cada condutor. Por meio da APC, todos os potenciais elétricos devem ser iguais: $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi_3 = \varphi_4 = \varphi$, o que deriva em cargas iguais para todos os eletrodos no sistema indicado na Equação (2.24) – $q_1 = q_2 = q_3 = q_4 = q$.

Como todas as expressões da Equação (2.24) são equivalentes, tem-se que:

$$\varphi = q \left(\frac{1}{r} + \frac{1}{D} + \frac{1}{D} + \frac{1}{D\sqrt{2}} \right) = \frac{q}{r} \left(1 + \frac{r}{D} \left(2 + \frac{\sqrt{2}}{4} \right) \right). \quad (2.25)$$

Como a carga total q_t do conjunto é igual a $4q$, sua capacitância vale:

$$C = \frac{q_t}{\varphi} = 4r \left(1 + \frac{r}{D} \left(2 + \frac{\sqrt{2}}{4} \right) \right)^{-1}, \quad (2.26)$$

que, por meio da relação indicada por (TAGG, 1964) entre R e C , adequada para eletrodos hemisféricos:

$$R = \frac{\rho}{2\pi C} \quad (2.27)$$

resulta em:

$$R = \frac{\rho}{8\pi r} \left(1 + \mathcal{G} \left(2 + \frac{\sqrt{2}}{4} \right) \right), \quad \mathcal{G} = \frac{r}{D}. \quad (2.28)$$

A razão χ entre a Equação (2.27) e (2.28) será:

$$\chi = \frac{1}{4} \left(1 + \mathcal{G} \left(2 + \frac{\sqrt{2}}{4} \right) \right). \quad (2.29)$$

Para estimar a resistência do conjunto de eletrodos verticais ilustrados na Figura 2.5 (a), basta multiplicar a Equação (2.20) pela Equação (2.29) ou, considerando χ como uma parcela adicional à resistência de uma única haste, utilizar a expressão:

$$R = \frac{\rho}{32\pi l} \left[(8 + \sqrt{2}) \frac{l}{D} + 4 \ln \left(2 + \frac{4l}{a} \right) - 4 \right]. \quad (2.30)$$

A proposta de (SUNDE, 1968) para avaliar o mesmo problema é fundamentada na simples substituição do raio a da haste por outro, definido como a_{eq} e igual à média geométrica entre as distâncias dos condutores, isto é:

$$a_{eq} = \left(aN \left(\frac{D}{2} \right)^{N-1} \right)^{1/N} = \left(\frac{aD^3}{2} \right)^{1/4}, \quad l \gg D, \quad (2.31)$$

em que $N = 4$ é o número de condutores e, segundo (SUNDE, 1968), $l \geq 2D$ para boas aproximações. Caso a Equação (2.31) não resulte em valores adequados para R , (SUNDE, 1968) indica o uso da seguinte expressão para a resistência do conjunto:

$$R = \frac{\rho}{8\pi l} \left[\ln \left(\frac{4l}{a} \right) - 1 + \frac{l}{D} (1 + 2\sqrt{2}) \right]. \quad (2.32)$$

Para solos heterogêneos, um procedimento para a dedução da expressão de R para um eletrodo vertical envolve o cálculo do potencial elétrico no solo por meio da equação de Laplace (SADIKU, 2001):

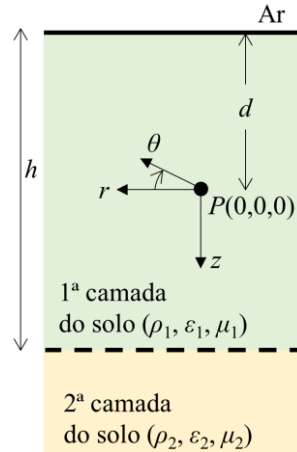
$$\nabla^2 V = 0. \quad (2.33)$$

Similar à condição usual de aterramento elétrico, seja uma fonte de corrente P na camada superior do solo e localizada na origem do eixo de coordenadas cilíndricas (r, θ, z) , como ilustrado na Figura 2.6, com superfície em $z = -d$ e interface em $z = h - d$. Observa-se que o potencial elétrico independe do ângulo θ , o que simplifica a Equação (2.33) – assume-se solução do tipo $V(r, z) = a(r)b(z)$ por meio do método da separação de variáveis:

$$\frac{\partial^2 V}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial V}{\partial r} + \frac{\partial^2 V}{\partial z^2} = 0. \quad (2.34)$$

A equação diferencial parcial anterior apresenta solução geral igual a combinação linear da função de Bessel de 1ª espécie e índice 0, denotada por $J_0(mr)$. Para a primeira camada, adiciona-se o potencial elétrico promovido pela fonte de corrente imersa no meio, representada pela função de Neumann. Assim, os potenciais elétricos V_1 e V_2 em qualquer ponto, exceto na fonte de corrente de valor I , da primeira e segunda camadas do solo são iguais a:

Figura 2.6 – Fonte puntiforme de corrente em solo estratificado em duas camadas



Fonte: Adaptado de (TAGG, 1964)

$$V_1 = \frac{I\rho_1}{4\pi} \left\{ \int_0^\infty J_0(mr) e^{-mz} dm + \int_0^\infty J_0(mr) [c_1(m) e^{-mz} + d_1(m) e^{mz}] dm \right\}, \quad (2.35)$$

$$V_2 = \frac{I\rho_1}{4\pi} \int_0^\infty J_0(mr) [c_2(m) e^{-mz} + d_2(m) e^{mz}] dm, \quad (2.36)$$

em que os coeficientes $c_1(m)$, $d_1(m)$, $c_2(m)$ e $d_2(m)$ devem ser calculados.

As condições de contorno do problema correspondem à continuidade do campo elétrico tangencial e dos potenciais elétricos na interface entre as camadas do solo, além da densidade linear de corrente J ser nula na superfície do solo e V_2 ser nulo para $z \rightarrow \infty$. Para o problema ilustrado na Figura 2.6, tem-se que:

$$E_{1t} = E_{2t} \Rightarrow J_{1t}\rho_1 = J_{2t}\rho_2 \text{ para } z = h - d, \quad (2.37)$$

$$V_1(h - d) = V_2(h - d), \quad (2.38)$$

$$V_2(\infty) = 0, \quad (2.39)$$

$$\frac{1}{\rho_1} \frac{\partial J_1}{\partial z} = 0 \text{ para } z = -d. \quad (2.40)$$

Por meio das Equações (2.37) a (2.40) aplicadas a (2.35) e (2.36), os coeficientes $c_1(m)$, $d_1(m)$, $c_2(m)$ e $d_2(m)$ são determinados (TAGG, 1964) – $k = (\rho_2 - \rho_1)/(\rho_2 + \rho_1)$:

$$c_1(m) = \frac{e^{2m(h-d)} + k}{e^{2mh} - k}, \quad (2.41)$$

$$d_1(m) = \frac{k(e^{2md} + 1)}{e^{2mh} - k}, \quad (2.42)$$

$$c_2(m) = \frac{(1+k)(e^{2mh} + e^{2m(h-d)})}{e^{2mh} - k}, \quad (2.43)$$

$$d_2(m) = 0. \quad (2.44)$$

A série de Maclaurin em relação a k permite reescrever os coeficientes como:

$$c_1(m) = e^{-m(2d)} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh+2d)} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh)}, \quad (2.45)$$

$$d_1(m) = \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh-2d)} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh)}, \quad (2.46)$$

$$c_2(m) = 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh)} + e^{-m(2d)} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh+2d)} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh-2d)} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2(n-1)h+2d)}, \quad (2.47)$$

e chega-se a:

$$V_1 = \frac{I\rho_1}{4\pi} \left\{ \begin{array}{l} \int_0^{\infty} J_0(mr) e^{-mz} dm + \int_0^{\infty} J_0(mr) e^{-m(2d)} e^{-mz} dm \\ + \int_0^{\infty} J_0(mr) \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh+2d)} e^{-mz} dm \\ + \int_0^{\infty} J_0(mr) \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh)} e^{-mz} dm \\ + \int_0^{\infty} J_0(mr) \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh-2d)} e^{mz} dm \\ + \int_0^{\infty} J_0(mr) \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh)} e^{mz} dm \end{array} \right\}, \quad (2.48)$$

$$V_2 = \frac{I\rho_1}{4\pi} \left\{ \begin{array}{l} \int_0^{\infty} J_0(mr) e^{-mz} dm + \int_0^{\infty} J_0(mr) e^{-m(2d)} e^{-mz} dm \\ + \int_0^{\infty} J_0(mr) \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh)} e^{-mz} dm \\ + \int_0^{\infty} J_0(mr) \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh+2d)} e^{-mz} dm \\ + \int_0^{\infty} J_0(mr) \sum_{n=1}^{\infty} k^n e^{-m(2nh-2d)} e^{-mz} dm \end{array} \right\}. \quad (2.49)$$

As soluções das Equações (2.48) e (2.49) são:

$$V_1 = \frac{I\rho_1}{4\pi} \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{\sqrt{r^2 + z^2}} + \frac{1}{\sqrt{r^2 + (2d + z)^2}} \\ + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{1}{\sqrt{r^2 + (2nh + 2d + z)^2}} + \frac{1}{\sqrt{r^2 + (2nh + z)^2}} \right. \\ \left. + \frac{1}{\sqrt{r^2 + (2nh - 2d - z)^2}} + \frac{1}{\sqrt{r^2 + (2nh - z)^2}} \right] \end{array} \right\}, \quad (2.50)$$

$$V_2 = \frac{I\rho_1}{4\pi} \left\{ \frac{1}{\sqrt{r^2 + z^2}} + \frac{1}{\sqrt{r^2 + (2d + z)^2}} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{1}{\sqrt{r^2 + (2nh + z)^2}} + \frac{1}{\sqrt{r^2 + (2nh + 2d + z)^2}} \right] \right\}. \quad (2.51)$$

Se o eletrodo vertical de comprimento l e raio a estiver inserido na primeira camada do solo, como na Figura 2.7 (a), deve-se substituir na Equação (2.50) os parâmetros $r = a$ e $z = d$:

$$V_1 = \frac{I\rho_1}{2\pi} \left\{ \frac{1}{\sqrt{a^2 + d^2}} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh + d)^2}} + \frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh - d)^2}} \right] \right\}, \quad (2.52)$$

supondo o valor de d ínfimo. O potencial elétrico V_1 será integrado de $d = 0$ a l e dividido por l , resultando em um potencial elétrico médio V_M por APC:

$$V_M = \frac{I\rho_1}{2\pi l} \int_0^l \left\{ \frac{1}{\sqrt{a^2 + d^2}} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh + d)^2}} + \frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh - d)^2}} \right] \right\} dd, \quad (2.53)$$

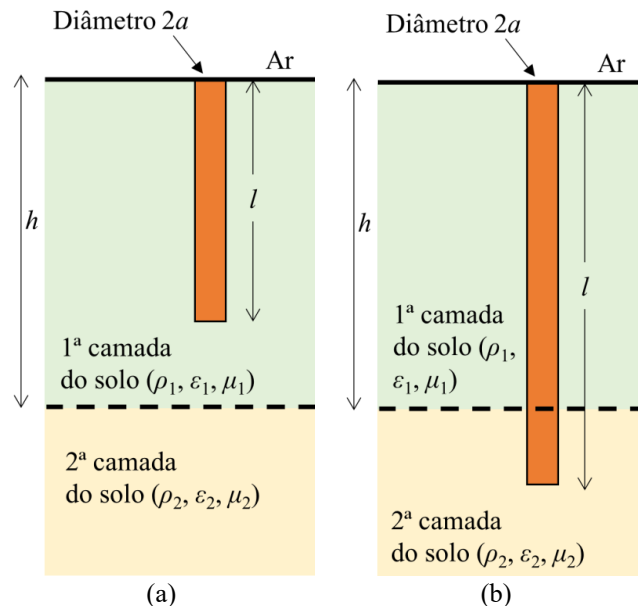
que, dividido pela corrente, resulta na resistência para a haste imersa na primeira camada:

$$R = \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{l + \sqrt{a^2 + l^2}}{a} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln \left(\frac{2nh + l + \sqrt{a^2 + (2nh + l)^2}}{2nh - l + \sqrt{a^2 + (2nh - l)^2}} \right) \right\} \quad (2.54)$$

ou, conforme (TAGG, 1964):

$$R = \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{2l}{a} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln \left(\frac{2nh + l}{2nh - l} \right) \right\}, l \gg a. \quad (2.55)$$

Figura 2.7 –Eletrodo vertical imerso em solo estratificado em duas camadas: (a) haste na primeira camada e (b) na condição em que atinge a segunda camada do solo.



Fonte: Adaptado de (TAGG, 1964)

Se o eletrodo vertical atinge a camada inferior do solo – Figura 2.7 (b), uma aproximação da distribuição da corrente ao longo do solo é realizada por meio das condições:

$$E_{1t} = E_{2t} \Rightarrow J_{1t}\rho_1 = J_{2t}\rho_2 \text{ para } z = h - d, \quad (2.56)$$

$$J_{1t}h + J_{2t}(l - h) = I, \quad (2.57)$$

que equivalem a:

$$J_{1t} = \frac{I\rho_2}{\rho_2h + \rho_1(l - h)}, \quad (2.58)$$

$$J_{2t} = \frac{I\rho_1}{\rho_2h + \rho_1(l - h)}. \quad (2.59)$$

Assume-se $r = a$ e $z = -d$ nas Equações (2.50) e (2.51), já que a extremidade superior da haste se situa na superfície do solo:

$$V_1 = \frac{I\rho_1\rho_2/2\pi}{\rho_2h + \rho_1(l - h)} \left\{ \frac{1}{\sqrt{a^2 + d^2}} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh + d)^2}} + \frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh - d)^2}} \right] \right\}, \quad (2.60)$$

$$V_2 = \frac{I\rho_1\rho_2/2\pi}{\rho_2h + \rho_1(l - h)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(1 - k)k^n}{\sqrt{a^2 + (2nh + d)^2}}. \quad (2.61)$$

e o cálculo de V_M é dado por:

$$V_M = \frac{I\rho_1\rho_2}{2\pi l(\rho_2h + \rho_1(l - h))} \int_0^h \left\{ \frac{1}{\sqrt{a^2 + d^2}} + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh + d)^2}} + \frac{1}{\sqrt{a^2 + (2nh - d)^2}} \right] \right\} dd \quad (2.62)$$

$$+ \frac{I\rho_1\rho_2}{2\pi l(\rho_2h + \rho_1(l - h))} \int_h^l \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(1 - k)k^n}{\sqrt{a^2 + (2nh + d)^2}} dd,$$

que resulta em:

$$V_M = \frac{I\rho_1\rho_2/2\pi l}{\rho_2h + \rho_1(l - h)} \left\{ \ln \left(\frac{h + \sqrt{a^2 + h^2}}{a} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln \left(\frac{2nh + h + \sqrt{a^2 + (2nh + h)^2}}{2nh - h + \sqrt{a^2 + (2nh - h)^2}} \right) \right\} \quad (2.63)$$

$$+ \frac{I\rho_1\rho_2/2\pi l}{\rho_2h + \rho_1(l - h)} \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} (1 - k)k^n \ln \left(\frac{2nh + l + \sqrt{a^2 + (2nh + l)^2}}{2nh + h + \sqrt{a^2 + (2nh + h)^2}} \right) \right\},$$

A resistência final vale:

$$R = \frac{\rho_1 \rho_2 / 2\pi l}{\rho_2 h + \rho_1 (l - h)} \left\{ \ln \left(\frac{h + \sqrt{a^2 + h^2}}{a} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln \left(\frac{2nh + h + \sqrt{a^2 + (2nh + h)^2}}{2nh - h + \sqrt{a^2 + (2nh - h)^2}} \right) \right\} + \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} (1 - k) k^n \ln \left(\frac{2nh + l + \sqrt{a^2 + (2nh + l)^2}}{2nh + h + \sqrt{a^2 + (2nh + h)^2}} \right) \right\}, \quad (2.64)$$

ou, similar a (TAGG, 1964):

$$R = \frac{\rho_1 (1 + k)}{2\pi (2kh - kl + l)} \left\{ \ln \left(\frac{2l}{a} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln \left(\frac{2nh + l}{(2n - 2)h + l} \right) \right\}, l \gg a. \quad (2.65)$$

As Equações (2.55) e (2.65) podem ser compreendidas como a soma relativa à parcela própria da resistência do eletrodo vertical com as múltiplas imagens devido a estratificação do solo. Assim, sugere-se uma modificação das expressões para uso da Equação (2.20) em seus interiores:

$$R = \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{4l}{a} \right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln \left(\frac{2nh + l}{2nh - l} \right) \right\}, l < h, l \gg a. \quad (2.66)$$

$$R = \frac{\rho_1 (1 + k)}{2\pi (2kh - kl + l)} \left\{ \ln \left(\frac{4l}{a} \right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln \left(\frac{2nh + l}{(2n - 2)h + l} \right) \right\}, l \geq h, l \gg a. \quad (2.67)$$

Nota-se que as Equações (2.66) e (2.67) podem ser empregadas para a estimativa de R de uma única haste em meio estratificado em duas camadas e, por meio das Equações (2.10) e (2.11), se torna possível estimar L , C e, conseqüentemente, $Z(\omega)$. Entretanto, almeja-se a dedução de $Z(\omega)$ para o conjunto constituído de quatro eletrodos verticais em solo estratificado, notadamente para $l > h$.

Uma alternativa para alcançar o resultado desejado consiste em simplificar o problema em circuitos de LT em cascata, como ilustrado na Figura 2.8. Neste procedimento, perdem-se as parcelas mútuas referentes à influência entre as camadas, por conta da ACC, mas torna-se possível deduzir R para a condição de quatro hastes por meio das Equações (2.31) ou (2.32) para cada camada do solo.

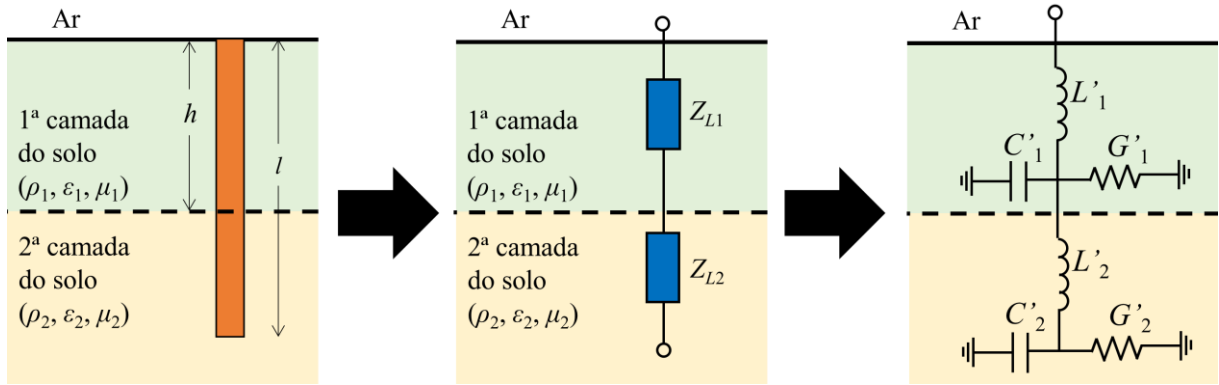
A impedância harmônica de aterramento é estimada como:

$$Z(\omega) = Z_{c1} \frac{Z_{L2} + Z_{c1} \tanh(\gamma_1 h)}{Z_{c1} + Z_{L2} \tanh(\gamma_1 h)}, Z_{L2} = Z_{c2} \operatorname{cotanh}(\gamma_2 (l - h)), \quad (2.68)$$

em que Z_{c1} e Z_{c2} são as impedâncias características da primeira e segunda camada do meio:

$$Z_{c1} = \sqrt{\frac{j\omega L_1'}{G_1' + j\omega C_1'}}, Z_{c2} = \sqrt{\frac{j\omega L_2'}{G_2' + j\omega C_2'}}, \quad (2.69)$$

Figura 2.8 – Aproximação por circuitos LT em cascata de um eletrodo vertical em solo estratificado em duas camadas



Fonte: Dados da pesquisa

γ_1 e γ_2 são suas constantes de propagação:

$$\gamma_1 = \sqrt{j\omega L'_1 (G'_1 + j\omega C'_1)}, \quad \gamma_2 = \sqrt{j\omega L'_2 (G'_2 + j\omega C'_2)}, \quad (2.70)$$

e G'_1 , G'_2 , L'_1 , L'_2 , C'_1 e C'_2 correspondem a condutância, indutância e capacitância do circuito modelado e ilustrado na Figura 2.8:

$$G'_1 = (R_1 h)^{-1}, \quad G'_2 = (R_2 (l-h))^{-1}, \quad (2.71)$$

$$L'_1 = L_1/h, \quad L'_2 = L_2/(l-h), \quad (2.72)$$

$$C'_1 = C_1/h, \quad C'_2 = C_2/(l-h), \quad (2.73)$$

$$R_1 = \frac{\rho_1}{2\pi h} \left[\ln\left(\frac{4h}{a}\right) - 1 \right], \quad R_2 = \frac{\rho_2}{2\pi(l-h)} \left[\ln\left(\frac{4(l-h)}{a}\right) - 1 \right], \quad (2.74)$$

$$C_1 = \frac{\varepsilon_1 h}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{4h}{a}\right) - 1 \right]^{-1}, \quad C_2 = \frac{\varepsilon_2 (l-h)}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{4(l-h)}{a}\right) - 1 \right]^{-1}, \quad (2.75)$$

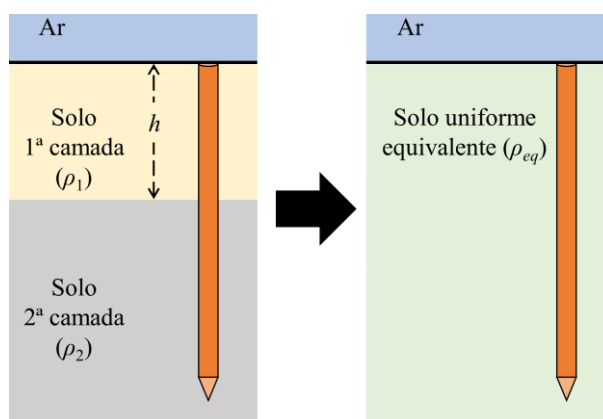
$$L_1 = \frac{\mu_0 h}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{4h}{a}\right) - 1 \right], \quad L_2 = \frac{\mu_0 (l-h)}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{4(l-h)}{a}\right) - 1 \right], \quad (2.76)$$

Para o conjunto desejado, pode-se alterar o raio a por seu valor equivalente definido na Equação (2.31) ou substituir a Equação (2.32) no cálculo de R_1 , R_2 e, conseqüentemente, C_1 , C_2 , L_1 e L_2 nas Equações (2.74) a (2.76). Outra vantagem do procedimento apresentado é a possibilidade de se considerar permissividades elétricas distintas entre as camadas do solo.

Outra opção desenvolvida pelo autor da tese para o cômputo de eletrodos verticais em condições de solo estratificado em duas camadas, especificamente para a condição em que o condutor alcança a segunda camada, é apresentada em (BATISTA; PAULINO, 2019). Neste

trabalho, se obtém um eletrodo vertical inserido em solo homogêneo equivalente com valor de resistência de aterramento idêntico ao de um condutor imerso em solo estratificado em duas camadas, como ilustrado na Figura 2.9.

Figura 2.9 –Eletrodo vertical imerso em solo estratificado em duas camadas e sua representação em solo uniforme equivalente.



Fonte: Dados da pesquisa.

O problema avaliado é o mesmo apresentado na Figura 2.8, mas para condições de baixas frequências, isto é, seu circuito equivalente é simplificado e constituído por duas condutâncias em paralelo, G'_1 e G'_2 . Tais parâmetros podem ser estimados por meio da resistência de aterramento de cada parcela da haste inserida em uma camada do solo – Equação (2.20):

$$R_1 = \frac{\rho_1}{2\pi h} \left\{ \ln \left(\frac{4h}{a} \right) - 1 \right\}, \quad (2.77)$$

$$R_2 = \frac{\rho_2}{2\pi(l-h)} \left\{ \ln \left(\frac{4(l-h)}{a} \right) - 1 \right\}, \quad (2.78)$$

em que R_1 e R_2 são as resistências de aterramento correspondente às parcelas do eletrodo vertical localizadas, respectivamente, na primeira e segunda camada do solo.

A resistência de aterramento final da haste é calculada por meio do paralelo entre R_1 e R_2 . Este resultado é idêntico à Equação (2.20), definida por uma resistividade elétrica equivalente ρ_{eq} de um solo uniforme equivalente, e deriva na expressão apresentada em (BLATTNER, 1982):

$$\rho_{eq} = \frac{l\rho_1\rho_2}{\rho_2 h + \rho_1(l-h)}. \quad (2.79)$$

A Equação (2.79) não considera as múltiplas imagens existentes e associadas à estratificação do solo, sendo uma simplificação da expressão proposta por (TAGG, 1964):

$$\rho_{eq} = \frac{(1+B)l\rho_1\rho_2}{\rho_2h + \rho_1(l-h)}, B = \left[\ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 \right]^{-1} \left\{ \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln\left[\frac{2nh+l}{(2n-2)h+l} \right] \right\}, \quad (2.80)$$

em que B é um fator de correção.

As resistências R_1 e R_2 podem ser multiplicadas por um fator de correção hipotético η no cálculo da resistência de aterramento final do eletrodo vertical, o que objetiva incorporar as múltiplas imagens denotadas pelo fator de correção B . Por meio da dedução do valor de η , se torna possível estimar $Z(\omega)$ por meio da Equação (2.68), supondo um circuito LT em cascata, mas com a exatidão relacionada à Equação (2.67) proposta por (TAGG, 1964).

Supondo η multiplicado à resistência R_1 , a resistência R_{eq} final do conjunto se torna:

$$R_{eq} = (\eta R_1) // (R_2) = \frac{\rho_1\rho_2\eta \left[\ln\left(\frac{4h}{a}\right) - 1 \right] \left[\ln\left(\frac{4(l-h)}{a}\right) - 1 \right]}{2\pi \left\{ (\rho_1\eta(l-h) + \rho_2h) \left[\ln\left(\frac{4}{a}\right) - 1 \right] + \rho_1\eta(l-h)\ln(h) + \rho_2h\ln(l-h) \right\}}, \quad (2.81)$$

que deve ser igual à expressão da resistência de aterramento de uma haste inserida em solo uniforme com ρ_{eq} definido pela Equação (2.80):

$$R_{eq} = \frac{(1+B)\rho_1\rho_2}{2\pi(\rho_2h + \rho_1(l-h))} \left\{ \ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 \right\}. \quad (2.82)$$

Realizando este procedimento, chega-se a seguinte relação para o fator de correção η para R_1 :

$$\eta \text{ multiplicado a } R_1: \eta = \frac{-(\#1)}{\left\{ \frac{(\#2)}{(\#3)} - 1 \right\} (\#3)},$$

$$\begin{aligned} \#1 &= \left[\ln\left(\frac{4L_h}{r}\right) - 1 \right] (1+B) \left\{ \rho_2h \left[\ln\left(\frac{4(L_h-h)}{r}\right) - 1 \right] \right\}, \\ \#2 &= \left[\ln\left(\frac{4L_h}{r}\right) - 1 \right] (1+B) \left\{ \rho_1(L_h-h) \left[\ln\left(\frac{4h}{r}\right) - 1 \right] \right\}, \\ \#3 &= (\rho_1(L_h-h) + \rho_2h) \left[\ln\left(\frac{4h}{r}\right) - 1 \right] \left[\ln\left(\frac{4(L_h-h)}{r}\right) - 1 \right]. \end{aligned} \quad (2.83)$$

Se o fator de correção η for multiplicado a R_2 , chega-se a expressão:

$$\eta \text{ multiplicado a } R_2: \eta = \frac{-(\#1)}{\left\{ \frac{(\#2)}{(\#3)} - 1 \right\} (\#3)},$$

$$\begin{aligned} \#1 &= \rho_1 (1 + B) \left[\ln \left(\frac{4L_h}{r} \right) - 1 \right] (L_h - h) \left[\ln \left(\frac{4h}{r} \right) - 1 \right], \\ \#2 &= \rho_2 h (1 + B) \left[\ln \left(\frac{4L_h}{r} \right) - 1 \right] \left[\ln \left(\frac{4(L_h - h)}{r} \right) - 1 \right], \\ \#3 &= (\rho_1 (L_h - h) + \rho_2 h) \left[\ln \left(\frac{4h}{r} \right) - 1 \right] \left[\ln \left(\frac{r}{4(L_h - h)} \right) + 1 \right]. \end{aligned} \quad (2.84)$$

2.4 Considerações finais

Este capítulo apresentou uma revisão bibliográfica sobre o comportamento impulsivo de aterramentos em solos estratificados em duas camadas. Seguindo o objetivo principal deste trabalho, um procedimento do tipo LT foi apresentado para o cômputo de $Z(\omega)$ de cabos contrapesos e eletrodos verticais em solos estratificados.

Como continuação, é desejável avaliar a exatidão e consistência das expressões apresentadas neste capítulo, considerando como solução ideal aquela proveniente do método EMF. Por meio de comparações do programa escolhido como técnica EMF com outros trabalhos, com o objetivo de validar seus resultados, tal investigação é realizada no capítulo seguinte.

Capítulo 3

AVALIAÇÃO DO MÉTODO EMF E DA TÉCNICA LT PARA ESTIMAR O COMPORTAMENTO IMPULSIVO DE ATERRAMENTOS EM SOLOS ESTRATIFICADOS EM DUAS CAMADAS

3.1 Introdução

A apresentação de expressões para o cálculo da impedância harmônica de aterramento em solos estratificados em duas camadas realizada no capítulo anterior requer a avaliação de suas estimativas para o problema proposto na tese. Assim, o procedimento fundamentado na teoria de LT é comparado com outros trabalhos, concomitantemente ao método EMF escolhido para a pesquisa, com o objetivo de verificar se seu emprego é aceitável para os fins da pesquisa.

Almeja-se coletar dados que permitam definir a validação ou rejeição dos métodos apresentados no trabalho considerando o nível de exatidão exigidos pela pesquisa, com erros aceitáveis de até 10% para parâmetros como a resistência de aterramento e impedância impulsiva. O capítulo também inclui a apresentação do ferramental auxiliar ao cálculo dos parâmetros associados ao aterramento elétrico.

3.2 Procedimento adotado para comparação do modelo proposto com outros presentes na literatura

3.2.1 Ondas de corrente adotadas como fonte de surto para o aterramento elétrico

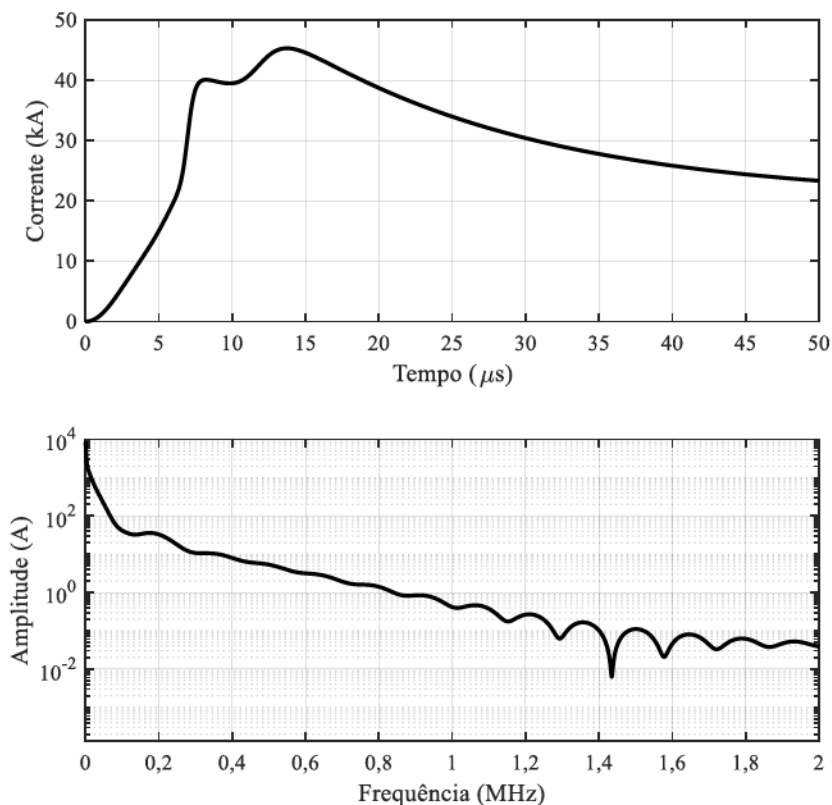
O aterramento elétrico é suscetível a injeções de corrente devido a diferentes tipos de distúrbios que podem ocorrer nas LT, sendo os preponderantes aqueles com tempo de frente rápida e lenta (MARTINEZ-VELASCO, 2009). Constatada a preocupação com as sobretensões causadas pela incidência direta ou indireta de descargas atmosféricas no país e sendo esses fenômenos de frente rápida, sua análise se torna necessária para determinar o comportamento do aterramento nos instantes do seu evento. Conseqüentemente, uma representação mais fidedigna dos surtos atmosféricos é de interesse para a análise das ondas de tensão resultantes no aterramento frente ao evento.

O trabalho (DE CONTI; VISACRO, 2007) apresenta formas de onda de corrente baseadas na soma de funções de Heidler (HEIDLER, 1985), representativas daquelas incidentes nas Estações do Monte San Salvatore (MSS) e Morro do Cachimbo (MCS), dois dos principais centros de medição de grandezas elétricas relativas às descargas atmosféricas. As expressões desenvolvidas para as ondas se referem às primeiras correntes e descargas subsequentes de descargas atmosféricas. Como o MSS está localizado na Suíça e o MCS em Minas Gerais, Brasil, supõe-se que as ondas relativas à última estação sejam as mais representativas para o trabalho em avaliações específicas para o solo brasileiro, a citar estudos de caso.

As Figuras 3.1 e 3.2 apresentam, respectivamente, as formas de onda das primeiras descargas, denominada MCS_FST#2, e descargas subsequentes, indicada por MCS_SUB, do modelo para o MCS. Em acréscimo, a Transformada Rápida de Fourier (FFT ou *Fast Fourier Transform*) aplicada às ondas de corrente explicitam a amplitude em relação ao espectro de frequência avaliado (DUHAMEL; VETTERLI, 1990). As formas de onda são obtidas com um passo de tempo Δt igual a 1 ns e período T de 1 ms.

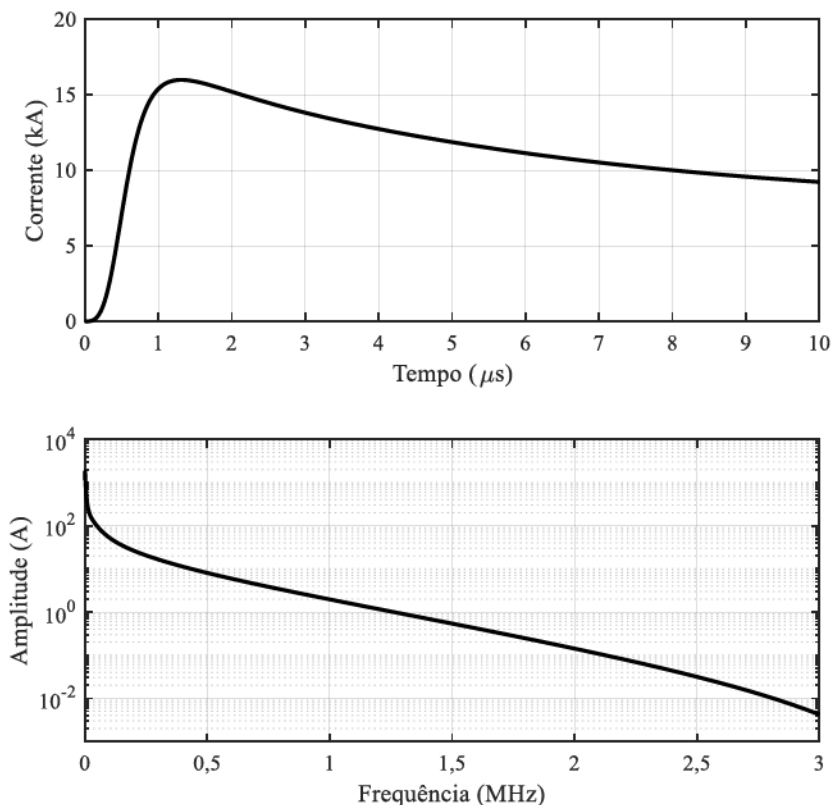
Observa-se da Figura 3.1 que a magnitude do primeiro pico da forma de onda MCS_FST#2 é de 40,1 kA, enquanto do segundo pico é de 45,3 kA. No caso da onda MCS_SUB, ilustrada na Figura 3.2, o pico atinge 16,0 kA. Componentes com valores inferiores a 10 A são encontrados nas ondas MCS_FST#2 e MCS_SUB nas frequências de 363 kHz e 434 kHz – amplitudes inferiores a 1 A são encontradas, respectivamente, nas frequências de 840

Figura 3.1 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da primeira corrente de descarga MCS_FST#2



Fonte: Dados da pesquisa

Figura 3.2 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da descarga subsequente MCS_SUB



Fonte: Dados da pesquisa

kHz e 1,26 MHz, o que evidencia a frente com menor duração de tempo da descarga subsequente.

Os resultados apresentados na Figura 3.1 e Figura 3.2 são, mesmo sendo aproximações, coerentes com dados de medição, que indicam primeiras correntes com espectro significante até 200 kHz e, no caso de descargas subsequentes, superior a 1 MHz (VISACRO, 2005). Em uma análise simplista, os modelos deduzidos na Seção 2.3 devem, a princípio, aproximar adequadamente o problema até os limites de frequência indicados para as ondas de corrente citadas.

Embora as curvas propostas por (DE CONTI; VISACRO, 2007) sejam mais fidedignas em relação às ondas de corrente de descarga, notadamente às primeiras correntes e consideração do característico duplo pico, seu uso pode dificultar a análise direta do comportamento da malha de aterramento. O duplo pico apresentado em MCS_FST#2 pode tornar árdua a tarefa de identificar parâmetros do aterramento como o comprimento efetivo, sobretudo em situações de comparação entre duas configurações: haste *versus* eletrodo horizontal. Por consequência, utilizar curvas mais simples para representar especialmente as primeiras correntes, mas mantendo o espectro de frequências das mesmas, pode ser uma alternativa para facilitar o estudo das configurações de aterramento elétrico.

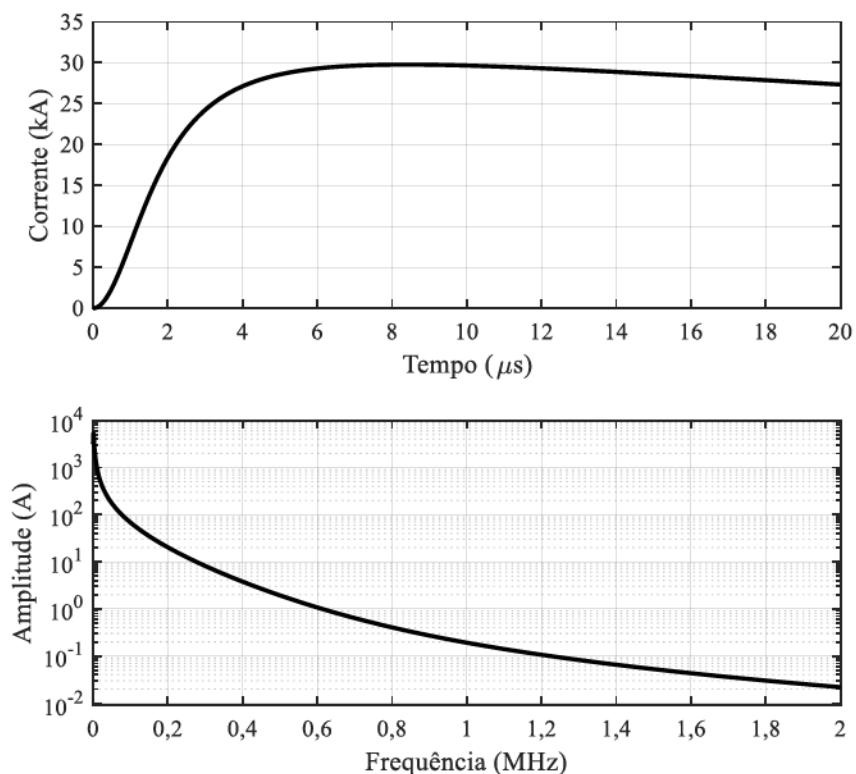
As curvas propostas por (RACHIDI *et al.*, 2001) para primeiras correntes e descargas subsequentes apresentam a característica de ter espectro similar àquelas de (DE CONTI; VISACRO, 2007) em adição à simplicidade de sua construção.

As Figuras 3.3 e 3.4 ilustram, respectivamente, a forma de onda de corrente para primeiras correntes e descargas subsequentes, além do espectro de frequência correspondente. As ondas são implementadas por meio dos mesmos valores para os parâmetros Δt e T da Figura 3.1 e Figura 3.2.

O valor de pico da primeira corrente atinge 29,8 kA em 8,38 μ s, enquanto o da descarga subsequente alcança 12,1 kA em 0,835 μ s. Em análise similar, frequências superiores a 276 e 373 kHz, respectivamente, para primeiras correntes e descargas subsequentes apresentam componente com amplitude inferior a 10 A, enquanto a condição de magnitude menor que 1 A deriva em 613 kHz e 1,66 MHz, não muito diferentes do encontrado para MCS_FST#2 e MCS_SUB.

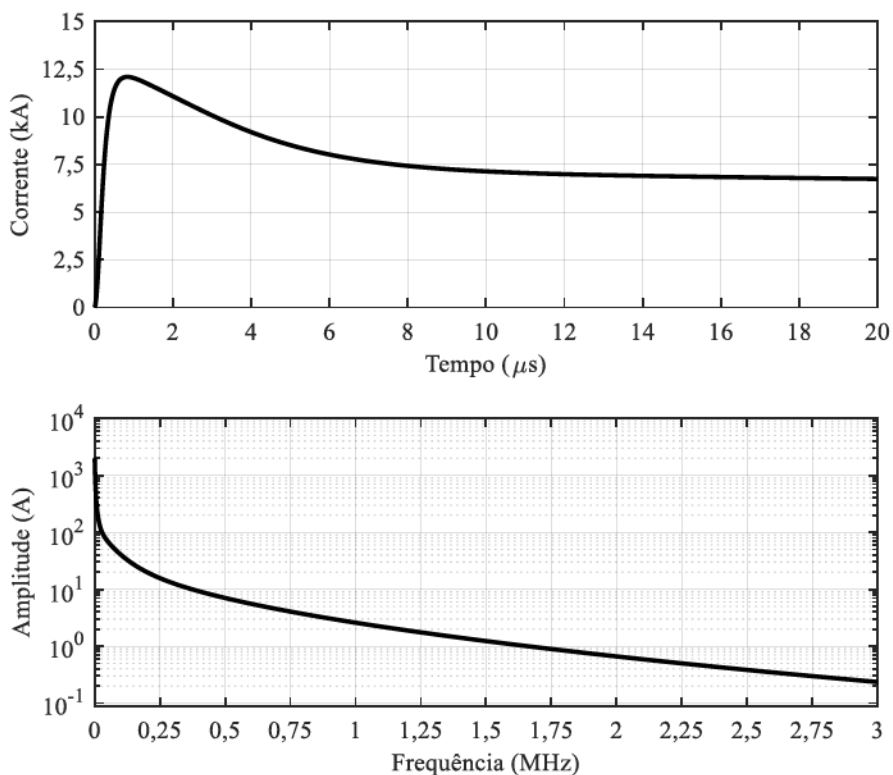
Conclui-se, portanto, que os limites superiores de frequência assumidos como representativos para as ondas de MCS por (DE CONTI; VISACRO, 2007) podem ser utilizados sem perdas significativas de representatividade para as propostas por (RACHIDI *et al.*, 2001).

Figura 3.3 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da primeira corrente de descarga proposto por (RACHIDI *et al.*, 2001)



Fonte: Dados da pesquisa

Figura 3.4 – Forma da onda de corrente e conteúdo espectral da descarga subsequente proposto por (RACHIDI *et al.*, 2001)



Fonte: Dados da pesquisa

Em acréscimo, passa-se a ter uma visualização mais clara e direta do comportamento da malha de aterramento.

Os cálculos da impedância harmônica de aterramento são realizados no domínio da frequência, enquanto a análise da impedância impulsiva e das ondas de tensão promovidas no aterramento são elaboradas no domínio do tempo. Assim, uma ferramenta para a conversão dos dados do domínio da frequência para o tempo é um requisito fundamental para as análises a serem analisadas.

3.2.2 Ferramentas utilizadas para passagem dos resultados do domínio da frequência para o tempo

A conversão de dados discretos do domínio da frequência para o domínio do tempo pode ser realizada por meio da Transformada Rápida Inversa de Fourier (IFFT ou *Inverse Fast Fourier Transform*). O uso da FFT/IFFT deriva em características que podem ser indesejáveis na avaliação de soluções provenientes de programas baseados em técnica EMF, como a necessidade de passos lineares de frequência, Δf , entre os componentes que formam o sinal avaliado. Além disso, parâmetros como Δt e T possuem dependência com a faixa de frequência necessária do sinal no domínio da frequência e seu Δf . Como os métodos EMF possuem alto custo computacional e tempo de simulação significativo, o uso de distribuição logarítmica dos dados na frequência, com Δf variável ao longo do espectro, é desejável para tornar viável sua utilização, o que, conseqüentemente, impede a aplicação da FFT/IFFT. Embora, a interpolação dos dados na frequência possa ser utilizada para permitir o uso da FFT/IFFT, o procedimento acrescenta erros e incertezas indesejáveis no estudo dos dados.

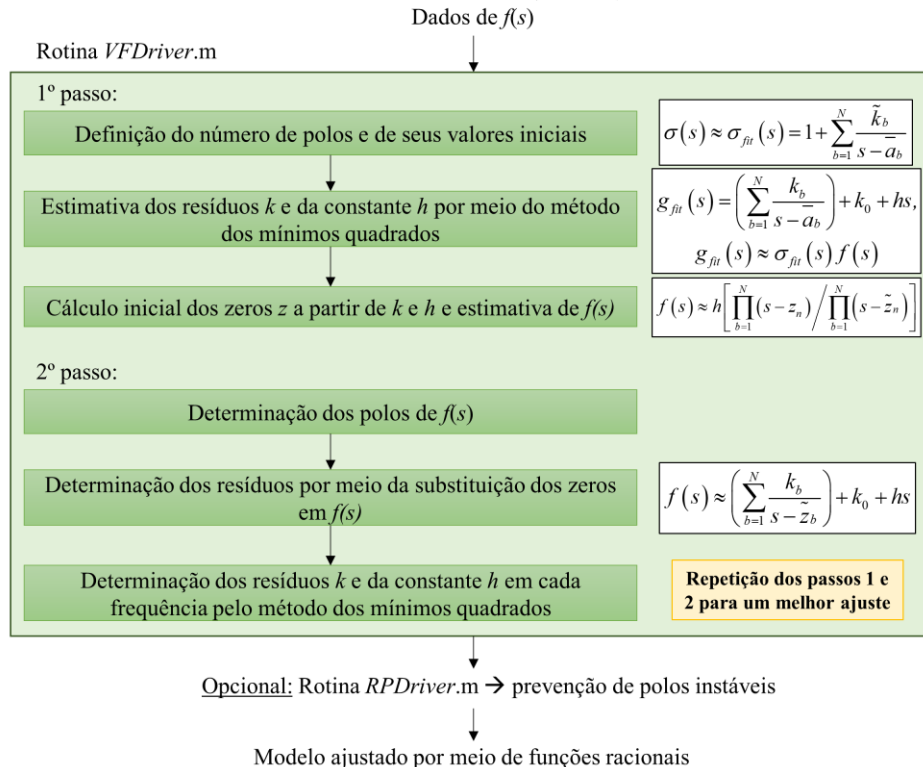
Uma forma de contornar esses problemas e manter as características desejáveis para uso do método EMF é o uso do método do ajuste vetorial (VF ou *Vector Fitting*), o qual realiza a síntese de curvas no domínio da frequência por meio de funções racionais (DE CONTI, 2017; GUSTAVSEN; SEMLYEN, 1999). Ademais, a solução no domínio da frequência é um somatório de exponenciais, o que permite o uso de uma técnica computacionalmente eficiente para sua conversão ao domínio do tempo: a convolução recursiva.

O código do VF é livre para uso acadêmico e divide-se em duas rotinas numéricas principais: a *VFDriver*, que define parâmetros como o número de polos da aproximação, estimativa dos resíduos e zeros da função por meio do método dos mínimos quadrados, além da *RPDriver*, que previne a síntese de funções com polos instáveis (GUSTAVSEN, 2006). A Figura 3.5 ilustra, por meio de um fluxograma, a síntese dos passos utilizados no VF aplicado

à uma função no domínio da frequência. As simulações do trabalho não requerem o emprego da rotina *RPDriver.m* para prevenir polos instáveis no ajuste do modelo por meio de funções racionais.

Figura 3.5 – Fluxograma simplificado do algoritmo do VF

Objetivo: sintetizar a função $f(s)$ por meio do VF $\rightarrow f(s) \approx \left(\sum_{b=1}^N \frac{k_b}{s-a_b} \right) + k_0 + hs = k_0 + \frac{k_1}{s-a_1} + \frac{k_2}{s-a_2} + \dots + \frac{k_N}{s-a_N} + hs$



Fonte: Adaptação de (GUSTAVSEN, 2014)

A utilização do VF requer algumas atenções, como a necessidade do uso de funções de peso para um ajuste vetorial mais preciso da função avaliada, o que resulta na substituição do método dos mínimos quadrados pelo método dos mínimos quadrados ponderados (DE CONTI, 2017). O VF é utilizado, em detrimento da FFT/IFFT, na maioria das avaliações do texto.

3.2.3 Programa com solução do tipo EMF escolhido para referência dos resultados da técnica LT

Há a necessidade de se verificar a precisão do modelo LT desenvolvido em condições particulares de interesse ao trabalho. Modelos EMF, fundamentados na solução de onda completa, tendem a ser os mais rigorosos para a simulação de problemas eletromagnéticos em

geral, como o aterramento elétrico – vide Seção 2.2. Por conta da complexidade das fórmulas e tempo necessário para verificar a adequação de uma possível implementação, optou-se por utilizar programas comerciais disponíveis nos laboratórios da UFMG e analisar as curvas de $Z(\omega)$ ao longo da frequência resultantes da implementação do problema em seus ambientes computacionais. Assim, os programas CDEGS e XGSLab, especializados em transitórios e aterramento, foram automaticamente descartados por conta da inexistência de licença para uso na universidade.

O programa escolhido para a pesquisa foi o HFSS. Ele utiliza o FEM como técnica principal para resolver problemas eletromagnéticos, o qual possui como uma de suas características a forte dependência da qualidade da malha utilizada para discretizar o domínio computacional e a precisão da solução. O HFSS ainda permite o uso do FEM de forma híbrida com outras técnicas, como o MoM, além de soluções de problemas no domínio do tempo e frequência.

O Apêndice A apresenta detalhes relacionados à implementação do problema de aterramento no HFSS e um resumo sobre como ocorre seu cálculo no programa, o que facilita a reprodução dos resultados deste trabalho pelo leitor. Por conta do alto custo computacional, problemas implementados no HFSS são solucionados em um servidor próprio da UFMG, cuja especificação é indicada no início do Apêndice A.

O tempo demandado para as simulações apresenta grande dispersão. Condições mais simples de aterramento, como um eletrodo horizontal de até 3 m imerso em solo homogêneo avaliado no espectro de frequências de 100 Hz a 1 MHz, pode apresentar soluções em cerca de duas horas, mas problemas mais complexos, a citar malhas compostas por cabos contrapeso com comprimento de até 90 metros em meios estratificados, podem necessitar até 24 horas de simulação.

O próximo passo é validar as soluções do programa HFSS com resultados da literatura, além da técnica LT. Tais etapas são críticas para o suporte das conclusões do trabalho, logo, um maior número de casos de configurações ou solos serão avaliados em comparação a outras análises desta tese.

3.3 Validação das soluções provenientes do programa HFSS com resultados da literatura

3.3.1 Comparação com resultados apresentados em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007)

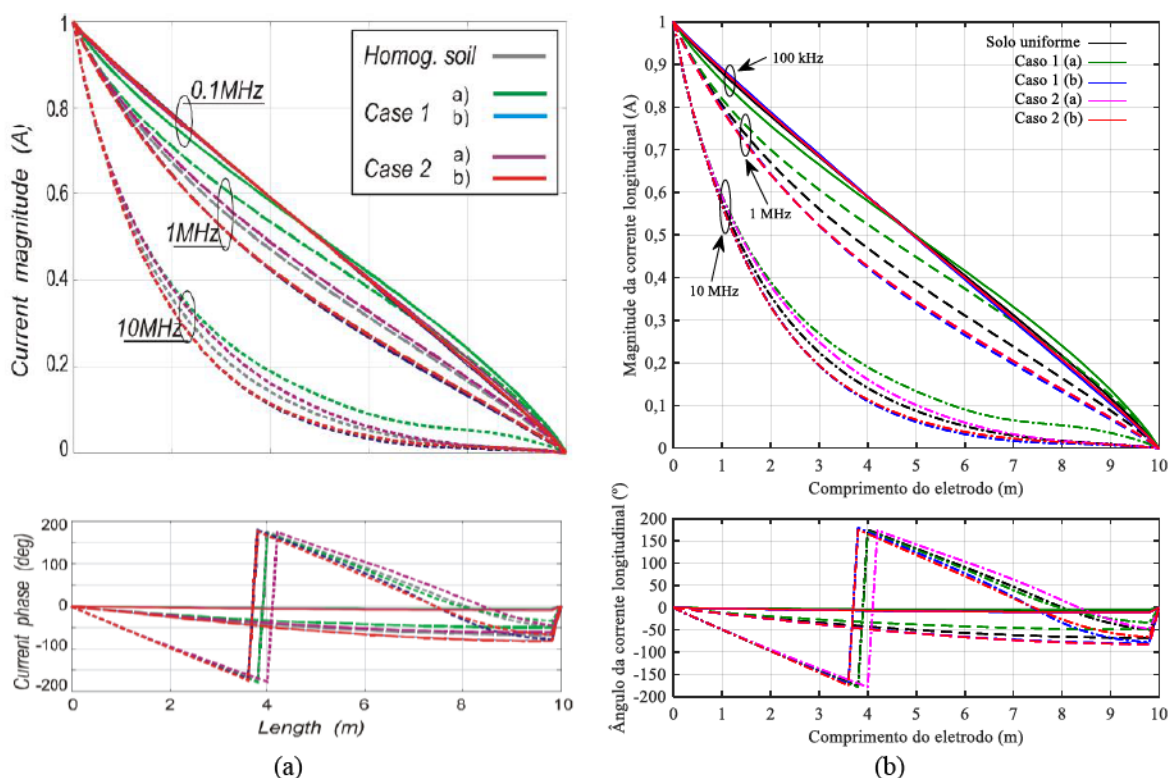
Um trabalho que aborda solos estratificados é o de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007), continuação de (TOSEVA; GRCEV, 2004). O artigo avalia os solos da Tabela 3.1 com a presença de um eletrodo horizontal com 5 mm de raio, instalado a 75 cm de profundidade, com comprimento igual a 10 e 50 m. Novamente, o meio é constituído por $\epsilon_{r1} = \epsilon_{r2} = 10$ e $\mu_{r1} = \mu_{r2} = 1$. Os resultados do trabalho e aqueles oriundos do programa HFSS são indicados na Figura 3.6 e Figura 3.7.

Tabela 3.1 – Casos de solo considerados em (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007)

Condição	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)	Condição	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)
Solo uniforme	100	---	---	Caso 2 (a)	1000	0,5	100
Caso 1 (a)	100	1	1000	Caso 2 (b)	10	0,5	100
Caso 1 (b)	100	1	10				

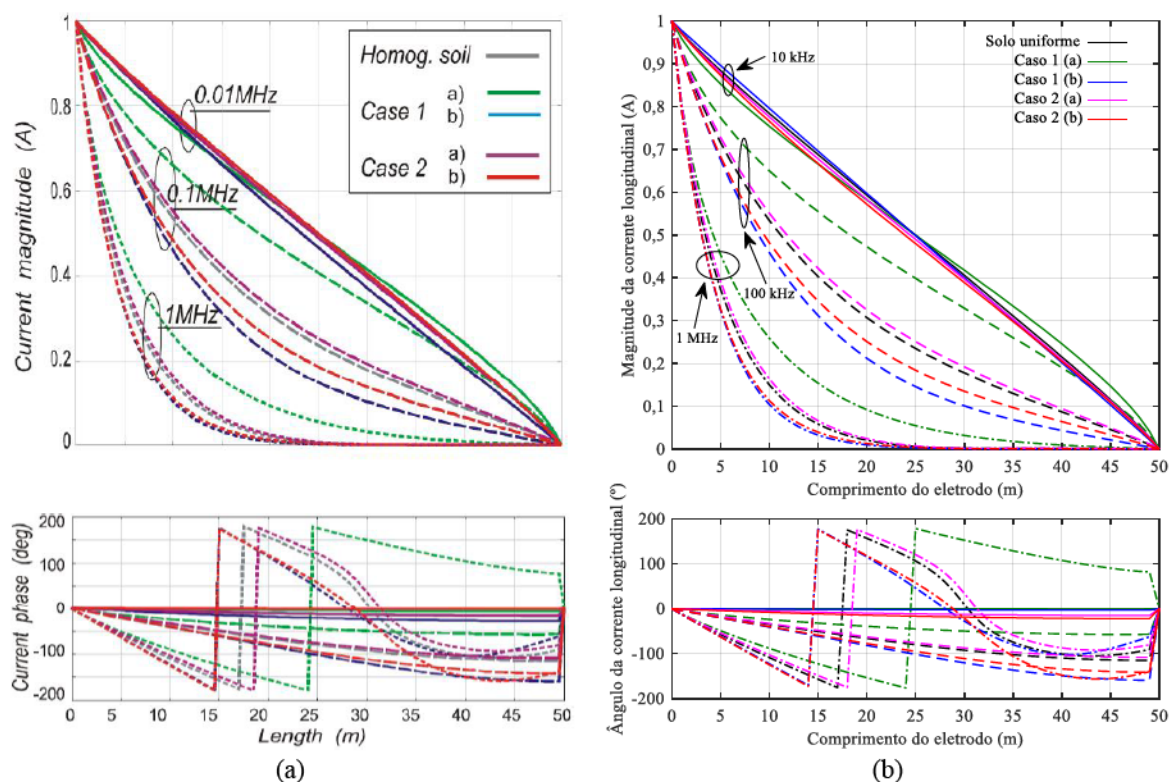
Fonte: Adaptado de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007)

Figura 3.6 – Correntes longitudinais para um eletrodo horizontal de 10 m de comprimento: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007) e (b) do programa HFSS



Fonte: Adaptado de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007).

Figura 3.7 – Correntes longitudinais para um eletrodo horizontal de 50 m de comprimento: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007) e (b) do programa HFSS



Fonte: Adaptado de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007).

Os gráficos de magnitude e ângulo da corrente longitudinal do programa HFSS são muito similares aos de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007), o que evidencia a precisão do método EMF escolhido neste trabalho. O comportamento dos eletrodos é praticamente o mesmo de (TOSEVA; GRCEV, 2004), entretanto a mudança para comprimentos inferiores a 100 m indica alguns aspectos particulares. Para um comprimento de 10 m, um sinal de 10 MHz só se torna nulo na extremidade final do condutor, algo que, para 1 MHz, ocorre próximo de 25 m de distância para um eletrodo horizontal de 50 m. Em todas as simulações, a atenuação apresenta menor intensidade para o solo com $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$ e $\rho_2 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$, além de que o decaimento é, grosso modo, linear para 100 kHz com um eletrodo de 10 m e para 10 kHz com um condutor de 50 m de comprimento. A linearidade na atenuação da corrente ao longo do comprimento do condutor é um bom indicador para os limites da hipótese quase-estática do problema, condição adotada no modelo LT (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2007).

Outro dado que evidencia a similaridade dos resultados é a magnitude da impedância harmônica, $|Z(\omega)|$, para as condições avaliadas, como exibido na Tabela 3.2. Os valores apresentam diferenças com mediana global de $(1,85 \pm 1,68)\%$ para o caso do eletrodo com

comprimento de 10 m e de $(1,34 \pm 1,32)\%$ para o de 50 m, isto é, a diferença de $|Z(\omega)|$ é muito pouco significativa para aspectos práticos.

Tabela 3.2 – Magnitude da impedância harmônica de aterramento para os casos avaliados

Condutor com 10 m de comprimento								
Frequência	10 kHz		100 kHz		1 MHz		10 MHz	
	Artigo	HFSS	Artigo	HFSS	Artigo	HFSS	Artigo	HFSS
Solo uniforme	14,3 Ω	14,3 Ω	14,6 Ω	14,7 Ω	28,6 Ω	29,2 Ω	59,6 Ω	62,1 Ω
Caso 1 (a)	35,1 Ω	33,8 Ω	34,2 Ω	33,4 Ω	35,5 Ω	36,0 Ω	58,1 Ω	60,7 Ω
Caso 1 (b)	8,3 Ω	8,3 Ω	8,9 Ω	9,0 Ω	22,9 Ω	23,3 Ω	57,1 Ω	59,8 Ω
Caso 2 (a)	15,6 Ω	15,6 Ω	16,1 Ω	16,0 Ω	30,6 Ω	31,2 Ω	63,8 Ω	65,9 Ω
Caso 2 (b)	10,8 Ω	10,7 Ω	10,9 Ω	10,9 Ω	23,0 Ω	23,5 Ω	55,0 Ω	57,7 Ω
Diferença relativa média	0,93%		0,23%		1,88%		4,32%	

Condutor com 50 m de comprimento								
Frequência	1 kHz		10 kHz		100 kHz		1 MHz	
	Artigo	HFSS	Artigo	HFSS	Artigo	HFSS	Artigo	HFSS
Solo uniforme	3,8 Ω	3,9 Ω	4,4 Ω	4,4 Ω	12,1 Ω	12,1 Ω	29,6 Ω	28,8 Ω
Caso 1 (a)	13,9 Ω	13,7 Ω	14,1 Ω	13,8 Ω	21,8 Ω	21,6 Ω	40,2 Ω	39,7 Ω
Caso 1 (b)	1,8 Ω	1,8 Ω	2,6 Ω	2,6 Ω	8,3 Ω	8,3 Ω	22,9 Ω	22,0 Ω
Caso 2 (a)	4,1 Ω	4,2 Ω	4,6 Ω	4,7 Ω	12,8 Ω	12,7 Ω	31,9 Ω	31,2 Ω
Caso 2 (b)	2,9 Ω	3,0 Ω	3,6 Ω	3,6 Ω	9,8 Ω	9,7 Ω	23,1 Ω	22,3 Ω
Diferença relativa média	1,42%		0,01%		0,54%		2,71%	

Fonte: Adaptado de (TOSEVA; GRCEV; DRISSEI, 2007)

3.3.2 Comparação com resultados apresentados em (TOSEVA; GRCEV; DRISSEI, 2017)

Um artigo de relevância significativa para o presente trabalho é (TOSEVA; GRCEV; DRISSEI, 2017) por conta do estudo de eletrodos verticais em solos multicamadas. Considerando uma haste de 10 m, com raio igual a 1 cm e topo à profundidade de 5 cm no meio, solos estratificados em duas camadas, sempre com $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$, de espessura $h_1 = 1$ ou 5 m têm o valor de ρ_2 variado em ampla faixa de resistividade – de 1,01 Ωm a 10 k Ωm , como mostrado na Tabela 3.3. Os módulos da impedância harmônica de aterramento $|Z(\omega)|$ apresentados no trabalho são comparados com os provenientes do programa HFSS, como indicado na Figura 3.8 e 3.11, de 0,2 a 9,7 m de comprimento.

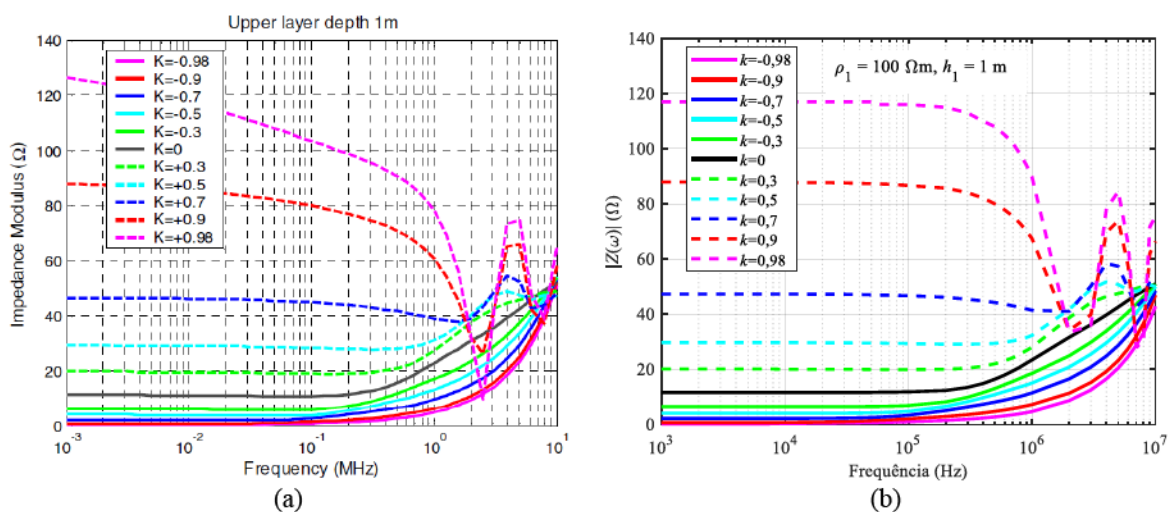
Os gráficos de $|Z(\omega)|$ apresentam similaridade pronunciada, notadamente nos casos de maior interesse do trabalho relacionados a k negativos, ou seja, $\rho_1 > \rho_2$. Leves alterações na amplitude são observadas em todos os casos, o que, a princípio, podem ser desprezadas para descargas atmosféricas por se concentrarem acima de 1 MHz.

Tabela 3.3 – Solos estratificados avaliados no artigo (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017)

Coefficiente de reflexão	ρ_2 (Ωm)	Coefficiente de reflexão	ρ_2 (Ωm)	Coefficiente de reflexão	ρ_2 (Ωm)
$k = -0,98$	1,01	$k = -0,3$	53,33	$k = 0,7$	571,43
$k = -0,9$	5,26	$k = 0$	100	$k = 0,9$	2000
$k = -0,7$	17,54	$k = 0,3$	186,22	$k = 0,98$	10000
$k = -0,5$	33,33	$k = 0,5$	300		

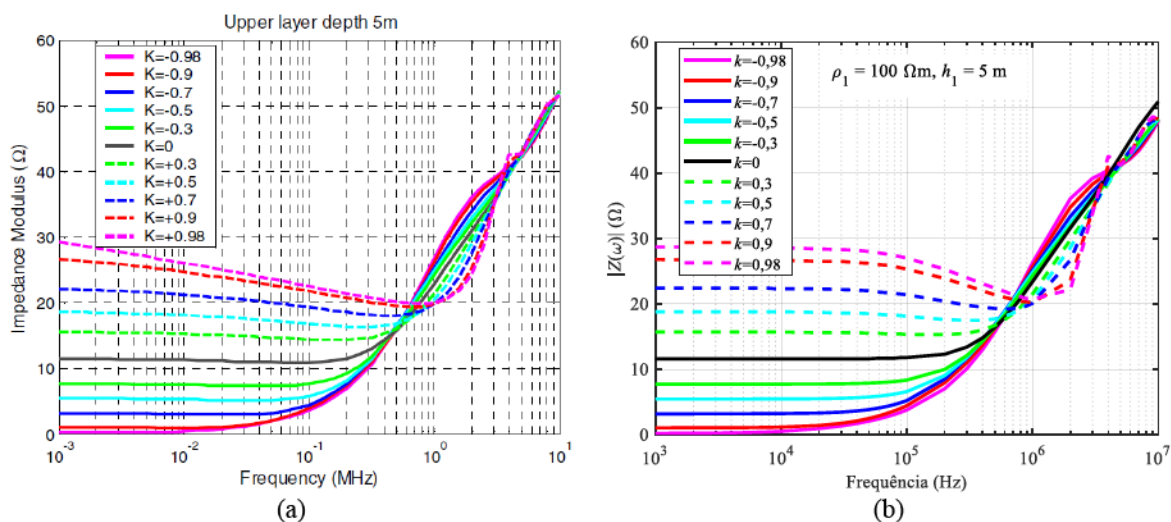
Fonte: Adaptado de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017)

Figura 3.8 – Magnitude da impedância harmônica de aterramento para solos com $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$ e $h_1 = 1 \text{ m}$: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017) e (b) do programa HFSS



Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 3.9 – Magnitude da impedância harmônica de aterramento para solos com $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$ e $h_1 = 5 \text{ m}$: (a) resultados de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017) e (b) do programa HFSS



Fonte: Dados da pesquisa.

Como notado nas Figuras 3.10 e 3.11, os casos em que $k = 0,98$ e $0,9$ possuem diferenças no decaimento da magnitude de $Z(\omega)$ de 1 kHz até 1 MHz, com a solução derivada do HFSS sendo conservativa em relação ao artigo. A aproximação do problema por métodos diferentes pode ser um dos motivos para a discrepância observada, assim como a discretização distinta do domínio computacional para cada técnica. Apesar disso, tais condições de solo com k tão próximo de 1 ($\rho_2 = 20$ ou $100\rho_1$) tendem a ser incomuns e, assumindo outros erros introduzidos na estimativa ou medição de $Z(\omega)$, sem contar no comportamento conservativo do HFSS em relação ao artigo, o resultado não tem impacto significativo na adequação da simulação do programa empregado em comparação aos dados provenientes de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017). Para a tese, o principal argumento consiste no interesse em solos com $\rho_1 > \rho_2$, que tendem a se beneficiar da malha vertical proposta na tese.

É possível comparar os resultados de $|Z(\omega)|$ na frequência de 1 kHz com a solução analítica da resistência de aterramento para o problema, apresentada na Equação (2.67). Os valores apresentados na Tabela 3.4 sugerem uma maior concordância dos casos com $k = 0,5$ até $0,9$ com o programa HFSS, com erro relativo inferior a 2%, enquanto o artigo de (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017) possui maior similaridade de valores com a condição em que $k = 0,98$.

Tabela 3.4 – Comparação da solução analítica para resistência de aterramento com os resultados de $|Z(\omega)|$ na frequência de 1 kHz provenientes do programa HFSS e do artigo (TOSEVA; GRCEV; DRISSI, 2017)

Coefficiente de reflexão	Solução analítica (Ω)	HFSS (Ω)	Erro relativo	Artigo (Ω)	Erro relativo
$k = 0,5$	29,7	29,7	~ 0%	29,3	-1,3%
$k = 0,7$	47,1	47,3	0,4%	46,2	-1,9%
$k = 0,9$	89,7	87,9	-2,0%	87,5	-2,5%
$k = 0,98$	135,6	117,0	-13,7%	126	-7,1%

Fonte: Adaptado de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018)

3.3.3 Comparação com resultados apresentados em (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018)

As simulações de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) avaliadas se dividem em um caso formado por um eletrodo horizontal de 3 e 30 m de comprimento e localizado à profundidade de 0,5 m no solo; uma haste de 3 m e outra com 15 m de extensão. Os condutores possuem raio igual a 1,25 cm e são empregados nos solos indicados na Tabela 3.5, com dois meios estratificados. O solo com três camadas é omitido nesse trabalho por questões de

simplificação. Ademais, há um caso de eletrodo horizontal de 3 e 30 m imersos a 1,5 m de profundidade que simula a presença do condutor na segunda camada de um solo estratificado.

Tabela 3.5 – Solos estratificados avaliados no artigo (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018)

Condição	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)
Caso 1	1000	---	---
Caso 2	100	---	---
Caso 3	1000	1	100
Caso 4	100	1	1000

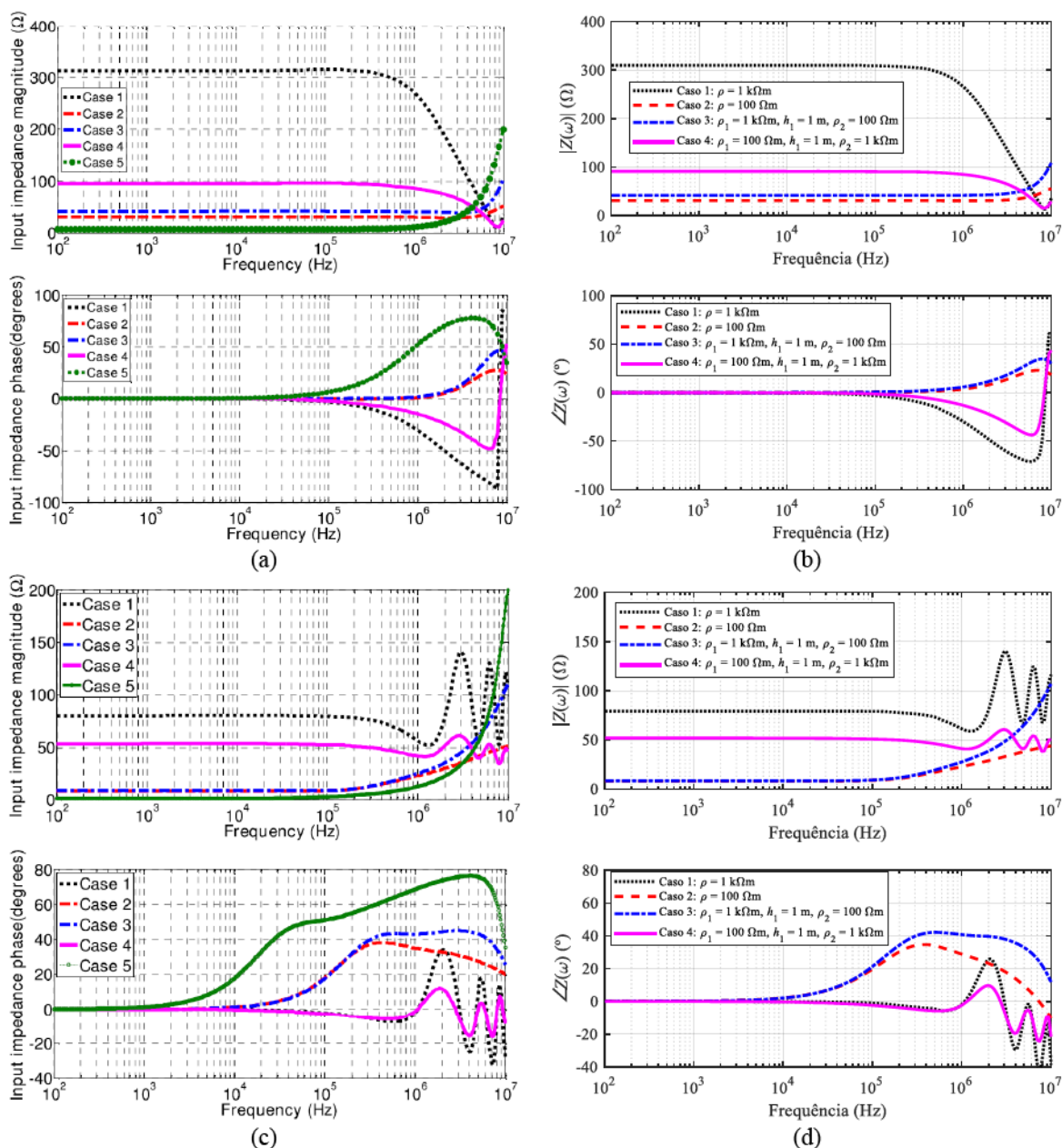
Fonte: Adaptado de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018)

Os gráficos de impedância harmônica de aterramento do artigo e HFSS são mostrados na Figura 3.10 até Figura 3.12. De maneira geral, os resultados do HFSS são muito coerentes com os indicados no artigo. Para a condição do eletrodo vertical da Figura 3.10, as diferenças até 1 MHz são quase imperceptíveis, com pequenas diferenças na amplitude encontradas, predominantemente para o ângulo de $Z(\omega)$, acima do espectro de frequências prático para descargas atmosféricas.

Para as situações de eletrodo horizontal, as mesmas conclusões são obtidas até a frequência de 1 MHz. Entretanto, nota-se uma discrepância maior no módulo e, principalmente, no ângulo de $Z(\omega)$ acima de 1 MHz, notadamente para a Figura 3.11 nos casos 2 e 4, que apresentam menores valores de resistividade elétrica na camada em que o condutor se encontra. Como exemplo, à frequência de 1 MHz, o ângulo do artigo para o caso 4 com 30 m indica um valor próximo de 15° , enquanto o HFSS registra cerca de 6° . Assim, os resultados do HFSS sugerem uma certa superestimação do efeito capacitivo do solo em relação ao trabalho de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018). Idealmente, uma comparação dos casos do artigo com o programa FEKO auxiliaria na percepção das diferenças entre o método proposto em (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) com uma ferramenta EMF, mas isso só é realizado pelos autores em para um condutor horizontal de 3 m em solo de $1000 \Omega\text{m}$, condição em que os resultados do método proposto no trabalho, FEKO e HFSS são muito similares.

Para a situação do eletrodo horizontal inserido na segunda camada do solo, as mesmas características na Figura 3.11 para a Figura 3.12 são percebidas. Possíveis ressonâncias devido à implementação do aterramento no programa HFSS, como indicado no Apêndice A, podem ser responsáveis para as diferenças, como reportado em (SALARIEH, 2019), assim como

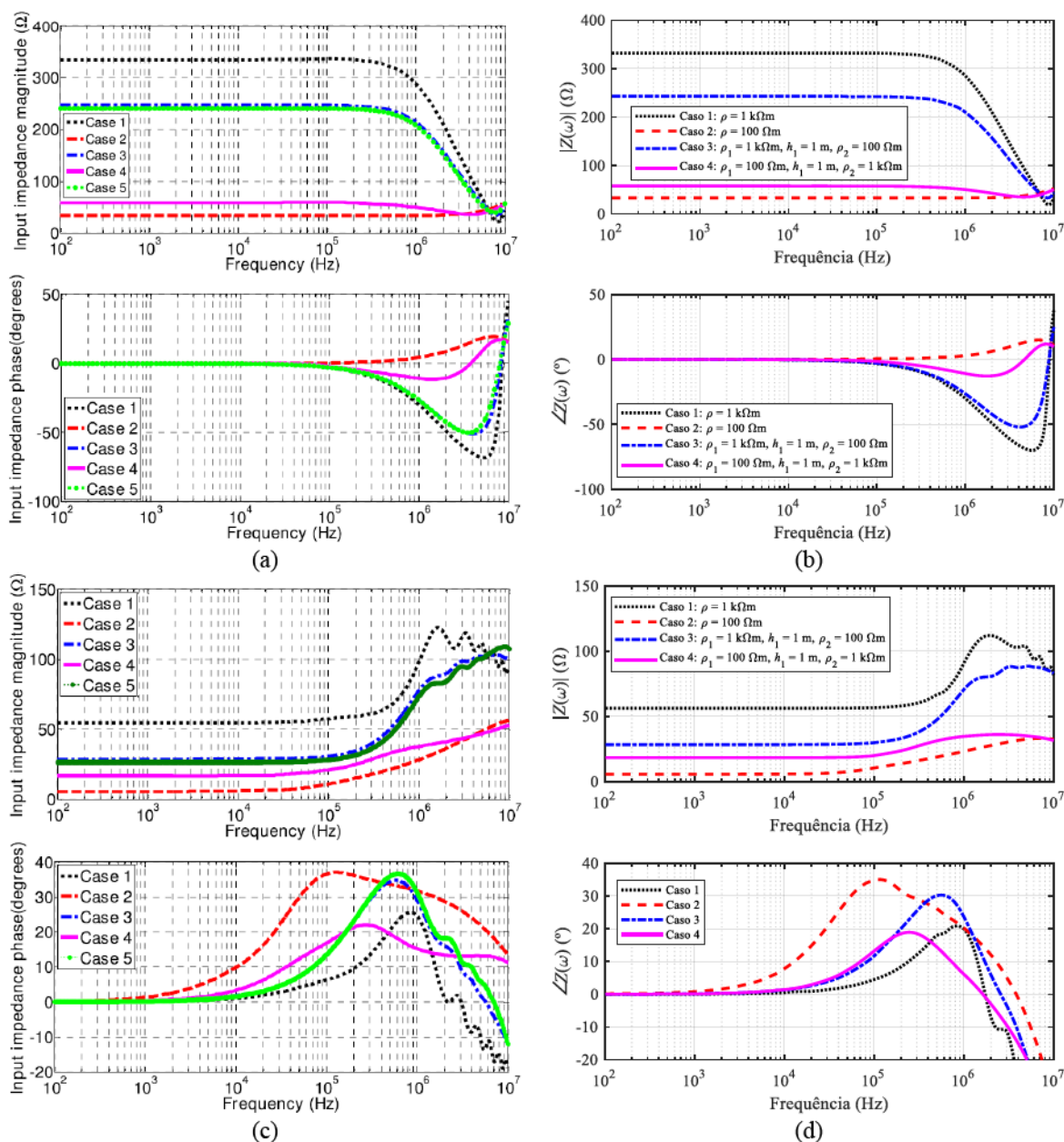
Figura 3.10 – Impedância harmônica de aterramento para um eletrodo vertical de, respectivamente, 3 e 15 m de comprimento: (a,c) resultados de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) e (b,d) do programa HFSS



Fonte: Dados da pesquisa.

diferenças nos métodos numéricos empregados e, o mais provável, uma discretização insuficiente para a solução do problema em frequências mais elevadas, assumindo como condição verdadeira a de que os resultados de (KARAMI; SHESHYEKANI, 2018) são os ideais. Para condições práticas, considerando descargas atmosféricas, o resultado proveniente do HFSS se mostra muito similar ao apresentado no artigo, o que mitiga possíveis problemas relacionados às discrepâncias de valores de $Z(\omega)$ acima de 1 MHz. Deve-se levar em conta que

Figura 3.11 – Impedância harmônica de aterramento para um eletrodo horizontal de, respectivamente, 3 e 30 m de comprimento: (a,c) resultados de (KARAMI; SHESHYKANI, 2018) e (b,d) do programa HFSS

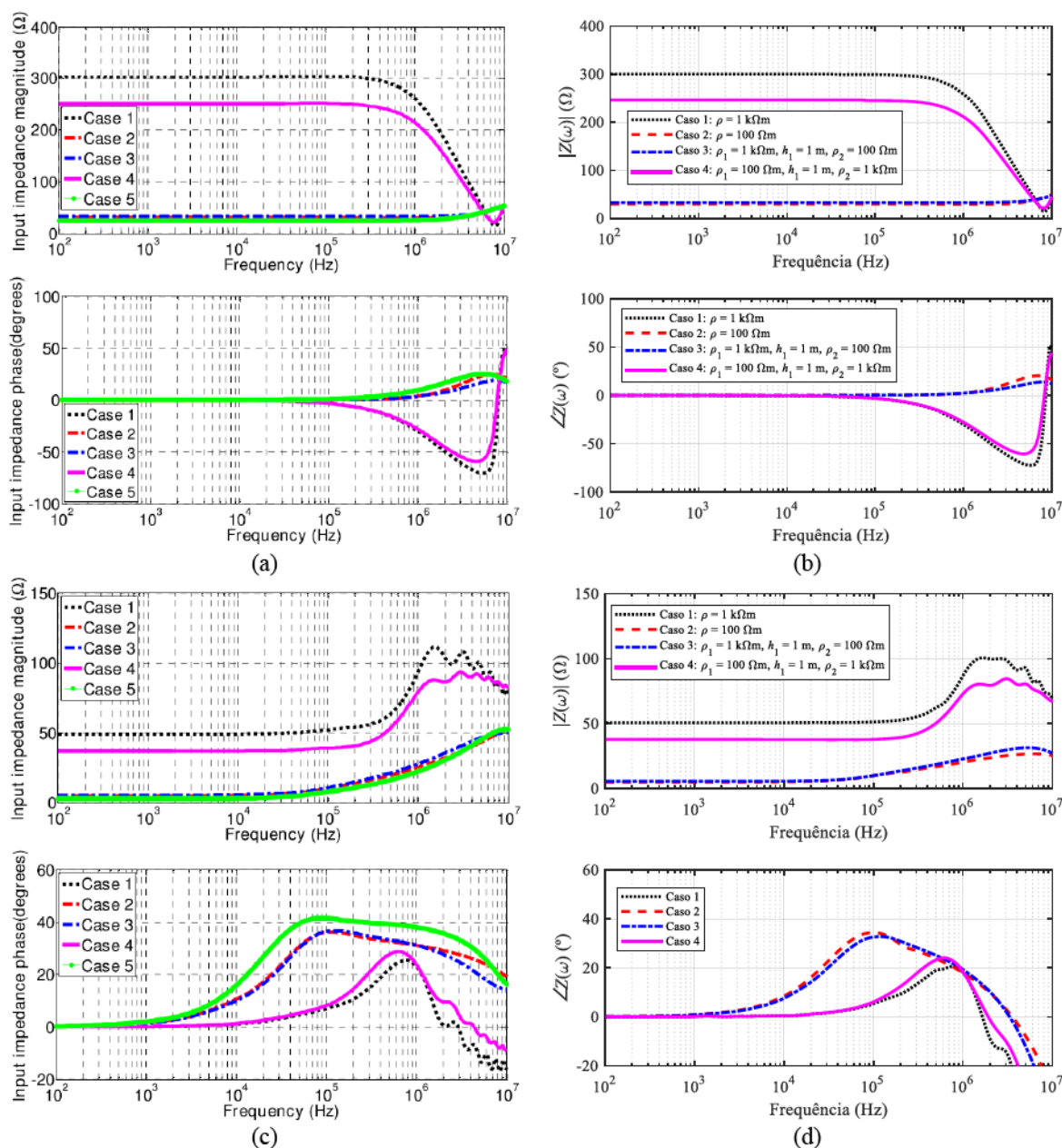


Fonte: Dados da pesquisa.

o HFSS foi capaz de reproduzir com precisão suficiente parâmetros dos trabalhos realizados por V. Toseva, que apresenta maior tempo de pesquisa registrada na literatura no assunto em relação aos autores do artigo.

A Seção 3.3 evidencia a necessidade de uma comparação mais apurada e detalhada dos métodos numéricos propostos em trabalhos, incluindo ferramentas comerciais e especificando como valor esperado aquele proveniente de medições. Um estudo que contemple tais aspectos

Figura 3.12 – Impedância harmônica de aterramento para um eletrodo horizontal de, respectivamente, 3 e 30 m de comprimento e imerso na segunda camada do solo estratificado: (a,c) resultados de (KARAMI; SHESHYKANI, 2018) e (b,d) do programa HFSS



Fonte: Dados da pesquisa.

auxiliaria significativamente na escolha das melhores técnicas e evidenciaria discrepâncias e características particulares entre modelos EMF. Ademais, contribuiria na explicação mais detalhada de dispersões apresentadas entre o programa HFSS e outras técnicas nesta Seção, além da indicação do resultado correto.

Com as comparações realizadas nesta Seção, conclui-se a validação do programa HFSS como ferramenta de referência para os resultados, principalmente para condições práticas associadas ao espectro de frequências de descargas atmosféricas. Uma análise similar com os

resultados oriundos do modelo LT é de interesse para complementar a compreensão do comportamento de suas soluções em relação à técnica EMF. Para isso, o programa HFSS será considerado a referência de resultado esperado para a técnica TL.

3.4 Avaliação das soluções oriundas do modelo LT com técnicas EMF para as condições de interesse do trabalho

3.4.1 Considerações iniciais

As expressões apresentadas no Capítulo 2 para uso na estimativa de $Z(\omega)$ em procedimento fundamentado na teoria LT devem ser avaliadas em relação ao programa HFSS. O principal objetivo é verificar se diferenças entre as soluções são suficientemente próximas, o que é definido neste trabalho como discrepâncias inferiores a 10%. A análise se restringe nas condições de interesse da tese, ou seja, configurações constituídas por cabos contrapeso e malhas verticais inseridas em meios estratificados em duas camadas.

A comparação entre as técnicas LT e EMF será baseada em relação a um conjunto de solos admitido como representativo das condições de meio que podem se beneficiar das malhas com eletrodos verticais profundos. Considerando os solos apresentados em (CEMIG, 1994; TRANSMINEIRA, 2007) e a razão $\rho_1/\rho_2 = 4$, a Tabela 3.6 indica os meios admitidos nas simulações e comparações entre os métodos LT e EMF – todos os casos assumem parâmetros constantes com a frequência, além de $\mu_r = 1$ e $\varepsilon_r = 10$ para as camadas do solo avaliado.

Tabela 3.6 – Solos admitidos como básicos para comparações de resultados entre técnicas LT e EMF

Solos	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)
Caso 1	1000	---	---
Caso 2	1000	3	250
Caso 3	4000	3	1000
Caso 4	10000	3	2500

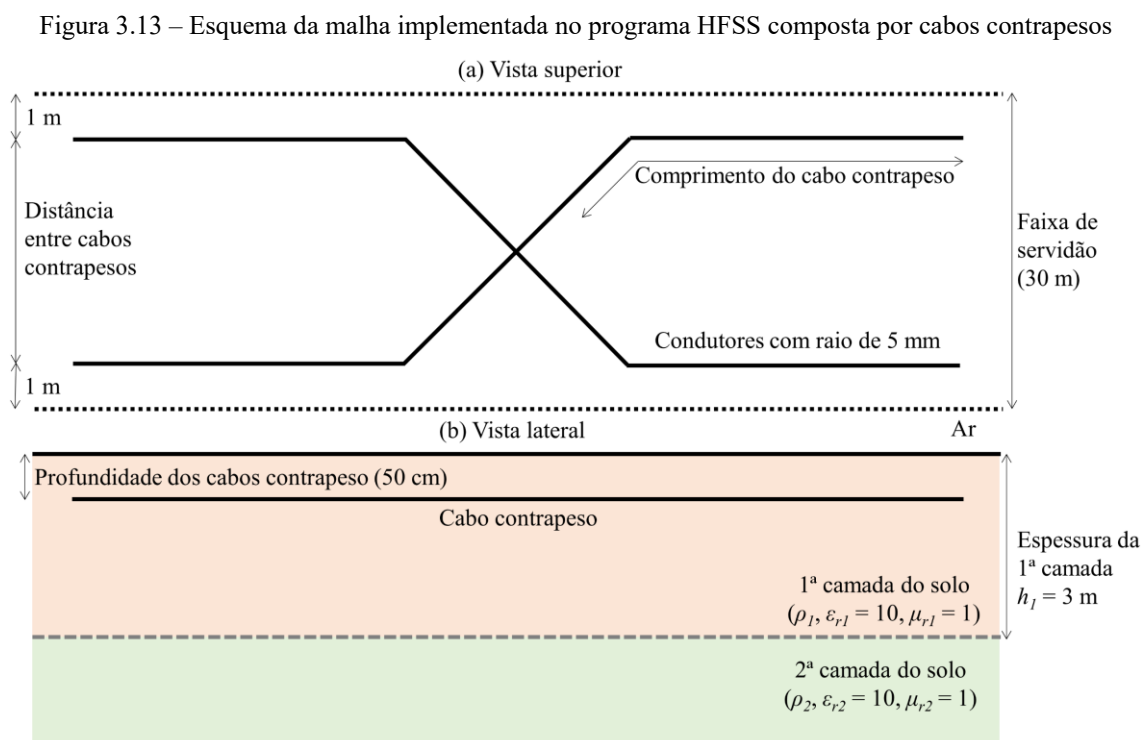
Fonte: Dados da pesquisa

Como indicado na Tabela 3.6, o caso 1 corresponde à condição de solo homogêneo com $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ e servirá de base para avaliar a variação das diferenças entre técnicas ao introduzir estratificação no meio. Os solos definidos como casos 2 a 4 constituem variações de meios com características desejáveis para uso da malha vertical, isto é, com $\rho_2 > \rho_1$.

3.4.2 Avaliação de malhas de aterramento constituídas por cabos contrapesos

O programa HFSS é considerado a solução desejada para as expressões de (LIMA, 2010) expandidas para condições de solo estratificado, apresentadas nesta tese por meio das Equações (2.17), (2.19) e (2.14), respectivamente, para os parâmetros R , C e L .

Para os casos 1 a 2 da Tabela 3.6, a malha apresentada na Figura 3.13 possui um comprimento igual a 30 m para os condutores, enquanto para os casos 3 e 4, $l = 90$ m. A fim de simplificar a implementação da configuração no programa HFSS, considerou-se as diagonais da malha partindo do centro da torre, como ilustrado na Figura 3.13.



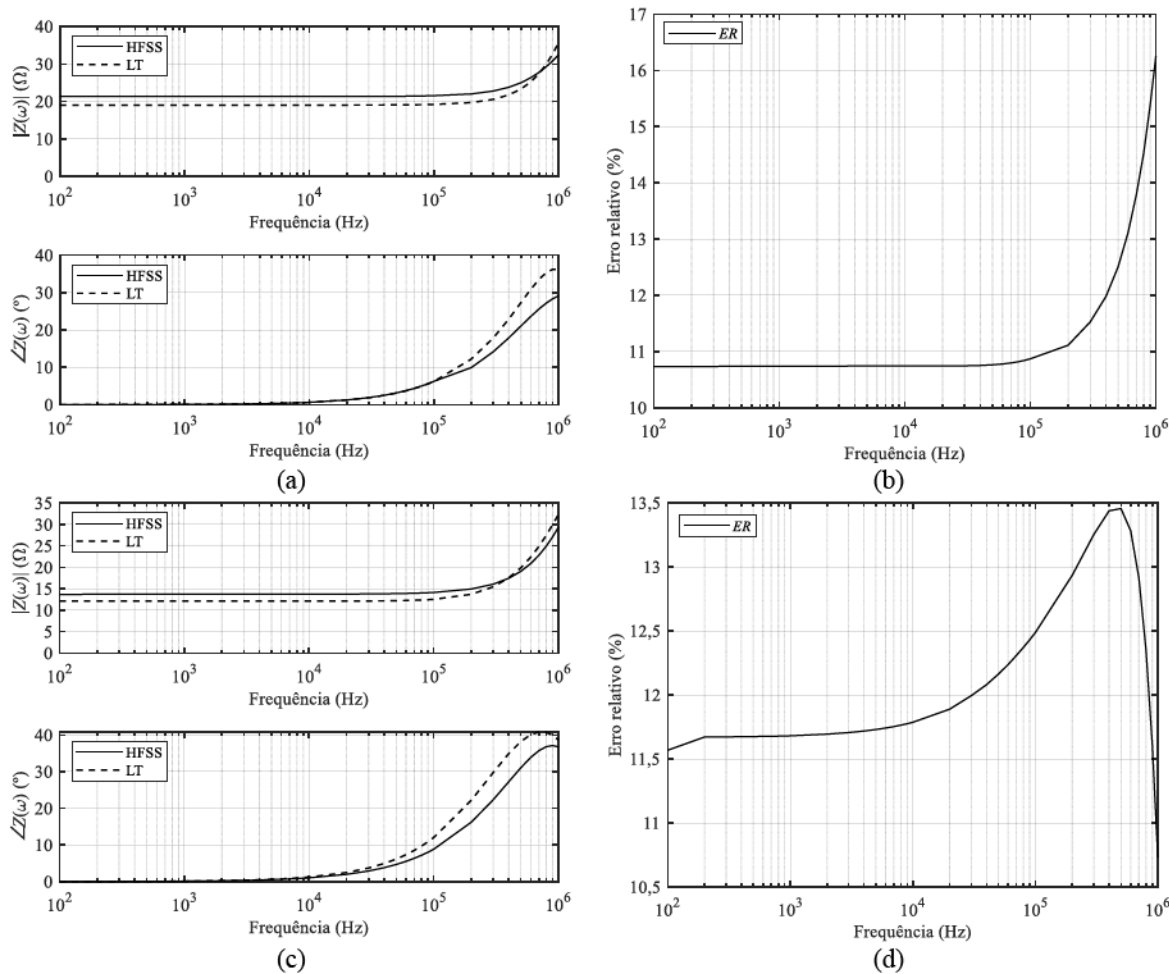
Fonte: Dados da pesquisa.

Os resultados provenientes das simulações relacionadas à técnica LT e o programa HFSS são apresentadas na Figura 3.14 e Figura 3.15, as quais indicam curvas de $Z(\omega)$ e o erro relativo ER definido como:

$$ER = 100 \left| \frac{Z(\omega)_{LT} - Z(\omega)_{HFSS}}{Z(\omega)_{HFSS}} \right|, \quad (3.1)$$

em que $Z(\omega)_{LT}$ e $Z(\omega)_{HFSS}$ são as impedâncias harmônicas de aterramento calculadas por meio das técnicas LT e EMF, respectivamente. Os resultados se relacionam ao espectro de frequência de 100 Hz a 1 MHz, supondo 10 dados por década.

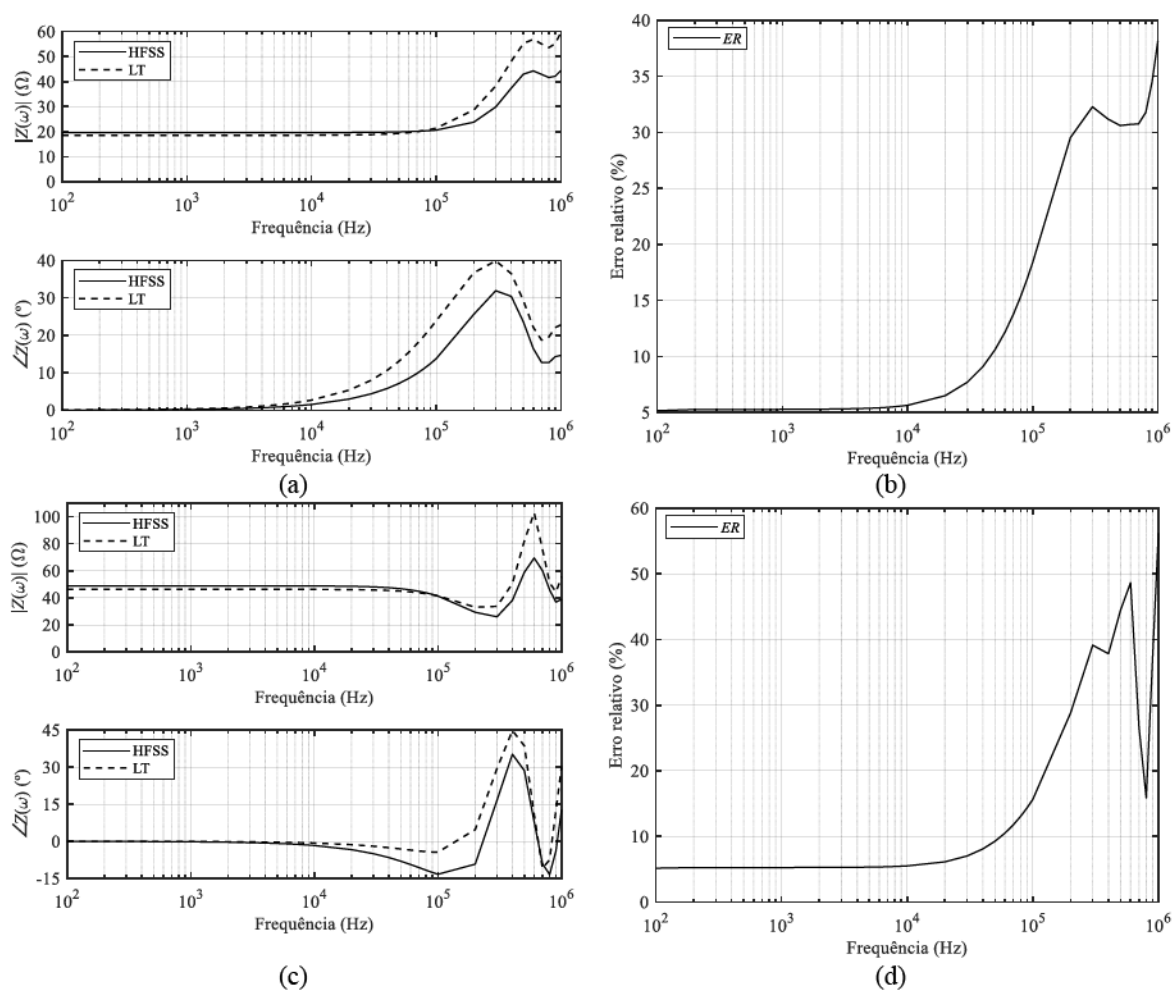
Figura 3.14 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por cabos contrapesos com 30 m, $a = 5$ mm e $d = 50$ cm: (a,b) caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m)



Fonte: Dados da pesquisa.

Os resultados anteriores sugerem que uma boa concordância entre o comportamento da curva de $Z(\omega)$ referente à técnica LT em relação ao programa HFSS. Em todas as simulações, tanto o módulo quanto o ângulo de $Z(\omega)$ possuem a mesma tendência ao longo do espectro de frequências avaliado, com discrepâncias majoritariamente relacionadas às amplitudes de cada parâmetro. Para a condição de solo homogêneo, o caso 1, um ER pouco menor que 11% é verificado de 100 Hz até 100 kHz, alcançando valores pouco superiores a 16% na frequência de 1 MHz. Tal valor de ER , com mediana de 10,7% e desvio padrão de 1,4%, supera o valor definido como preciso para este trabalho, de até 10%.

Figura 3.15 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por cabos contrapesos com 90 m, $a = 5$ mm e $d = 50$ cm: (a,b) caso 3 ($\rho_1 = 4$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 4 ($\rho_1 = 10$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 2500$ Ω m)



Fonte: Dados da pesquisa.

As condições de solo heterogêneo, denotadas nos casos 2 a 4, indicam diferenças mais pronunciadas para solos com menor valor de resistividade. O caso 2 resulta em ER mediano de $(11,8 \pm 0,6)\%$, enquanto os casos 3 e 4 possuem ER mediano, respectivamente, iguais a $(5,6 \pm 11,3)\%$ e $(5,5 \pm 14,6)\%$. Os mesmos resultados sugerem que solos com maior valor de resistividade apresentam erros mais pronunciados na região de altas frequências, a partir de 50 kHz, algo evidenciado pelo desvio padrão elevado dos casos 3 e 4.

As diferenças entre os modelos correspondem às hipóteses associadas à técnica LT, como: a má adequação da propagação TEM em altas frequências; e a relação comprimento do eletrodo e o comprimento de onda do sinal, que prejudica a hipótese de quase-estática. Outro ponto do método LT é a simplificação da configuração original que omite a base da torre e os eletrodos dispostos radialmente no centro da malha de aterramento.

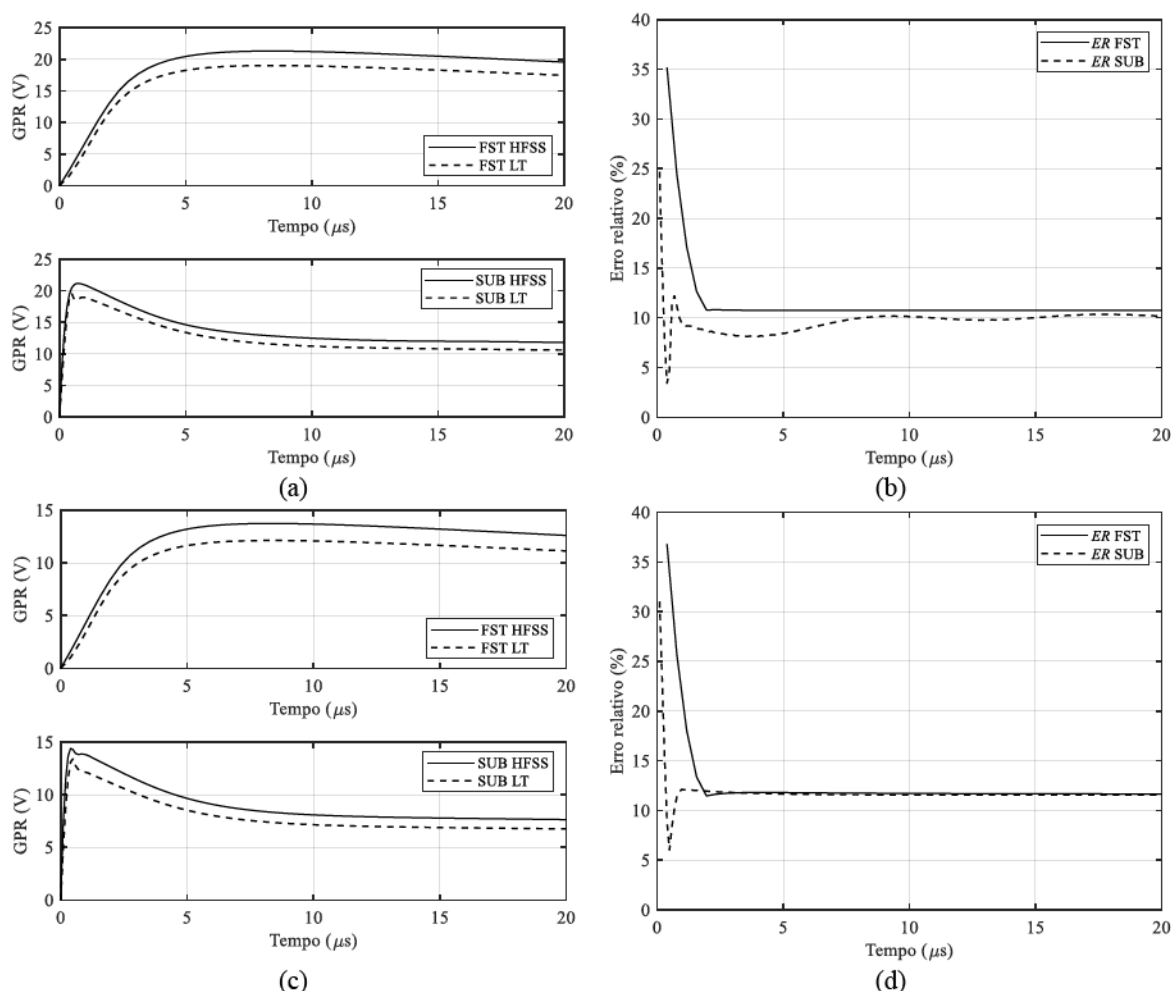
Uma avaliação mais prática dos métodos é a avaliação do GPR resultante da injeção de correntes normalizadas de descargas primeiras e subsequentes. Assumindo o trabalho de (RACHIDI *et al.*, 2001) como referência, as ondas de tensão resultantes são obtidas por meio das técnicas FFT e IFFT. Adicionalmente, é possível determinar a impedância impulsiva Z_P , proposta em (VAINER, 1965):

$$Z_P = \frac{\max(\text{GPR})}{\max(I)}, \quad (3.2)$$

em que Z_P se iguala ao valor do GPR para a corrente normalizada. Para descargas primeiras e subsequentes definem-se, respectivamente, as impedâncias impulsivas Z_{PFST} e Z_{PSUB} .

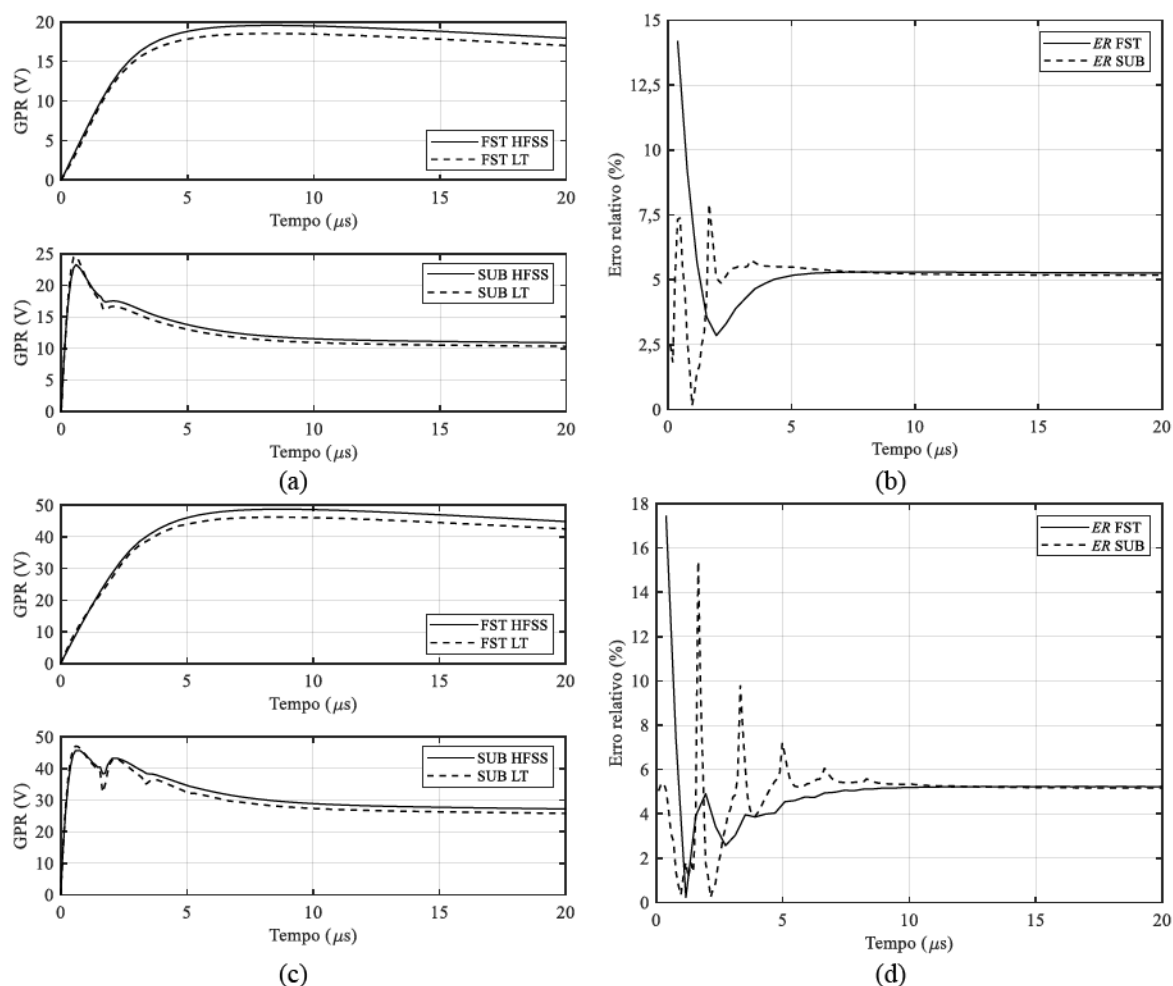
As Figuras 3.16 e 3.17 apresentam as ondas de tensão resultantes no aterramento devido à circulação de correntes representativas de descargas primeiras e subsequentes, enquanto a Tabela 3.7 exhibe os valores finais de Z_{PFST} e Z_{PSUB} obtidas pelo método LT e o programa HFSS.

Figura 3.16 – Curvas de GPR para descargas primeiras e subsequentes e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS para uma malha composta por cabos contrapesos com 30 m, $a = 5$ mm e $d = 50$ cm: (a,b) caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m)



Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 3.17 – Curvas de GPR para descargas primeiras e subsequentes e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS para uma malha composta por cabos contrapesos com 90 m, $a = 5$ mm e $d = 50$ cm: (a,b) caso 3 ($\rho_1 = 4$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 4 ($\rho_1 = 10$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 2500$ Ω m)



Fonte: Dados da pesquisa.

Tabela 3.7 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por cabos contrapesos avaliada por técnica LT e o programa HFSS

Malha composta por cabos contrapesos de 30 m de comprimento, $a = 5$ mm e $d = 50$ cm						
Solos	Caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m)			Caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m)		
	HFSS	LT	ER	HFSS	LT	ER
Z_{PFST} (Ω)	21,31	19,02	10,8%	13,73	12,12	11,7%
Z_{PSUB} (Ω)	21,18	19,55	7,7%	14,40	13,41	6,9%
Malha composta por cabos contrapesos de 90 m de comprimento, $a = 5$ mm e $d = 50$ cm						
Solos	Caso 3 ($\rho_1 = 4$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 1$ k Ω m)			Caso 4 ($\rho_1 = 10$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 2500$ Ω m)		
	HFSS	LT	ER	HFSS	LT	ER
Z_{PFST} (Ω)	19,57	18,53	5,3%	48,75	46,25	5,1%
Z_{PSUB} (Ω)	23,29	24,58	5,5%	45,73	47,09	3,0%

Fonte: Dados da pesquisa

Os resultados ilustrados na Figura 3.16 e Figura 3.17 possuem grande concordância em relação à tendência dos valores de GPR, o que inclui as oscilações apresentadas nas curvas de tensão relacionadas às reflexões de onda ao longo dos condutores de aterramento. Os casos 1 e 2, de menor valor para a resistividade elétrica do solo, indicam diferenças similares ao valor mediano observado para $Z(\omega)$, da ordem de 11%. A parte inicial do GPR, relacionado às componentes de mais altas frequências do transitório, resultam em erros mais pronunciados, de até 35% para primeiras descargas, enquanto as discrepâncias se estabilizam na parte final da onda de tensão, associada às frequências mais baixas do sinal e que é compatível com o observado na análise de $Z(\omega)$. O *ER* mediano para o caso 1 é de $(10,7 \pm 1,3)\%$, enquanto o caso 2 deriva em $(11,6 \pm 1,1)\%$.

Para a situação de meios mais resistivos, explorada nos casos 3 e 4, a divergência de resultados entre a técnica LT e o programa HFSS é significativamente menor. O caso 3 deriva em um *ER* mediano de $(5,1 \pm 0,6)\%$ e o caso 4, $(5,1 \pm 1,2)\%$. O mesmo comportamento se repete na Tabela 3.7, com *ER* de até 11,7% para os solos de menor valor de resistividade elétrica em comparação aos 5,5% observados para os casos 3 e 4.

As diferenças observadas podem ser justificadas essencialmente pelo comprimento da malha de aterramento empregada nos casos 3 e 4, de 90 m. Essa característica atenua os impactos da simplificação na configuração original de aterramento apresentada na Figura 2.4. Como os casos 3 e 4 constituem solos de resistividade elevada e condições de malha com comprimento máximo efetivo para os eletrodos horizontais nas malhas de aterramento, entende-se que seus resultados são os de maior interesse para a tese. Assumindo valores medianos, diferenças menores que 10% nos parâmetros Z_P e GPR sugerem o uso da técnica LT sem necessidade de comparação contínua com o programa HFSS para verificar sua precisão.

Para que seja empregada nas análises posteriores da tese, uma avaliação da técnica LT para malhas verticais é necessária.

3.4.3 Avaliação de malhas de aterramento constituídas por eletrodos verticais profundos

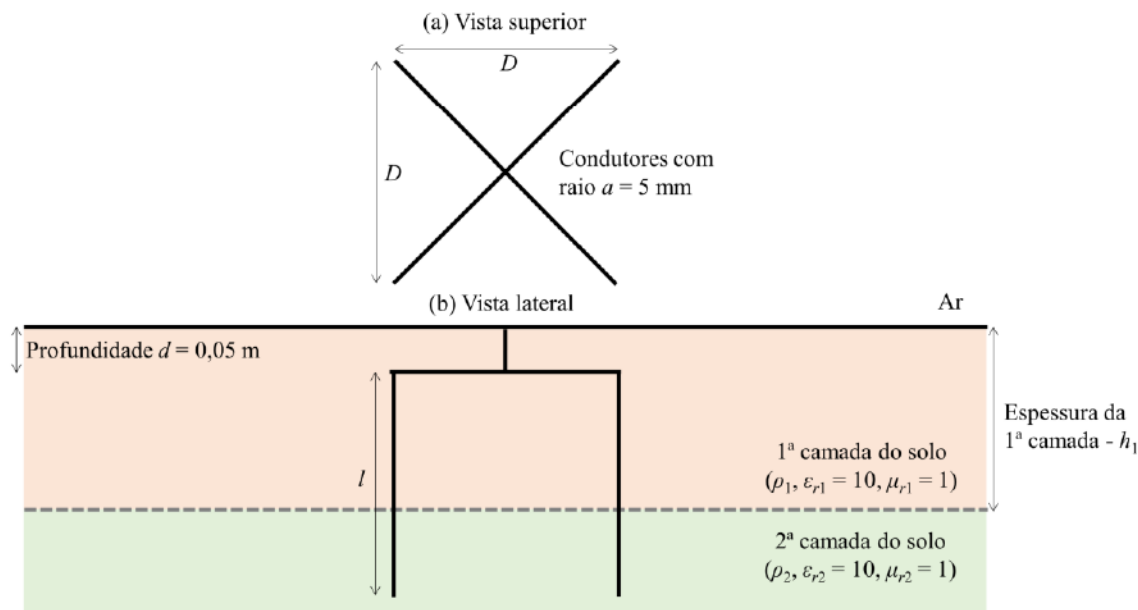
Quatro maneiras distintas para estimar $Z(\omega)$ de malhas de aterramento compostas por eletrodos verticais são apresentadas na Seção 2.3.3 e podem ser comparadas com a solução obtida por meio do uso do programa HFSS. Os possíveis empregos da técnica LT são mostrados a seguir em conjunto com a denominação utilizada para os resultados provenientes de simulação.

- A primeira opção, denominada LT#1 nas simulações, emprega o circuito em cascata indicado na Figura 2.8 associado ao parâmetro R definido na Equação (2.30) para cada camada do solo. A capacitância é estimada por meio da relação indicada na Equação (2.10) e a indutância é calculada conforme Equação (2.76), o que permite o uso da Equação (2.68) para calcular $Z(\omega)$;
- A segunda alternativa, definida como LT#2, é similar à primeira opção, mas utiliza o parâmetro R de uma única haste da Equação (2.20) associado ao raio equivalente apresentado na Equação (2.31), válido para $l \gg D$ e que, segundo (SUNDE, 1968), apresenta bons resultados para solos uniformes caso $l \geq 2D$. Assim, é possível estimar $Z(\omega)$ de um conjunto de eletrodos verticais por meio do procedimento proposto;
- A alternativa LT#3 emprega a Equação (2.67) para estimar R , proposta em (TAGG, 1964), em conjunto com o procedimento do raio equivalente indicado na Equação (2.31). Assim, o raio a da Equação (2.67) é substituído por a_{eq} calculado na Equação (2.31), C e L são estimados por meio das Equações (2.10) e (2.11) e, por fim, $Z(\omega)$ é calculado com a utilização da Equação (2.1);
- A opção LT#4 apresenta as mesmas características de LT#2, com o emprego do raio equivalente para cada camada do solo e estimação de $Z(\omega)$ via Equação (2.68). A diferença ocorre na consideração do fator de correção η , definido na Equação (2.83), para as resistências especificadas para cada camada do solo no circuito equivalente da Figura 2.8.

A malha vertical considerada nas simulações possui as características indicadas na Figura 3.18. Para os casos 1 e 2 da Tabela 3.6, emprega-se um valor de $D = 10$ m e $l = 25$ m, enquanto os casos 3 e 4 apresentam $D = 10$ m e $l = 50$ m – os valores escolhidos para D e l apresentam relação com proposta de padronização nos comprimentos da malha vertical, supondo uma torre com base de 10 m. Os resultados de $Z(\omega)$ são ilustrados na Figura 3.19 e Figura 3.20, incluindo curvas relativas a valor de ER encontrado para cada frequência do espectro avaliado.

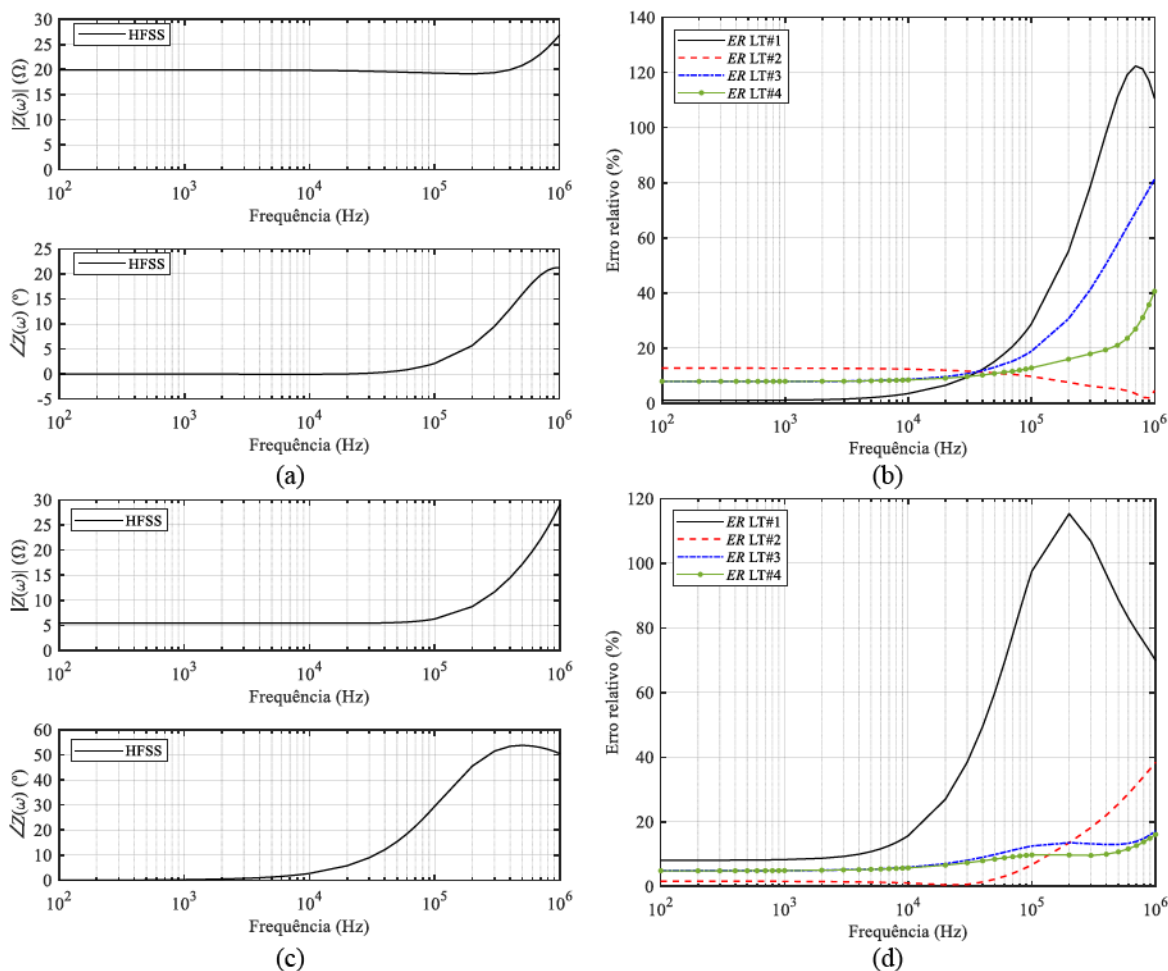
As curvas das Figuras 3.19 e 3.20 indicam que o procedimento LT#1 apresenta as maiores divergências em relação ao programa HFSS, sugerindo a inadequação da Equação (2.30) para estimar R de solos estratificados por meio do circuito equivalente em cascata. Apesar do caso 1, relacionado a um solo homogêneo, indicar uma mediana para ER igual a 3,6%, o desvio padrão associado é muito significativo: 44,1%. Os casos 3 e 4 suportam a inadequação de LT#1 para avaliar os problemas de malhas verticais em solos estratificados,

Figura 3.18 – Malha composta por eletrodos verticais implementada no programa HFSS e técnica LT



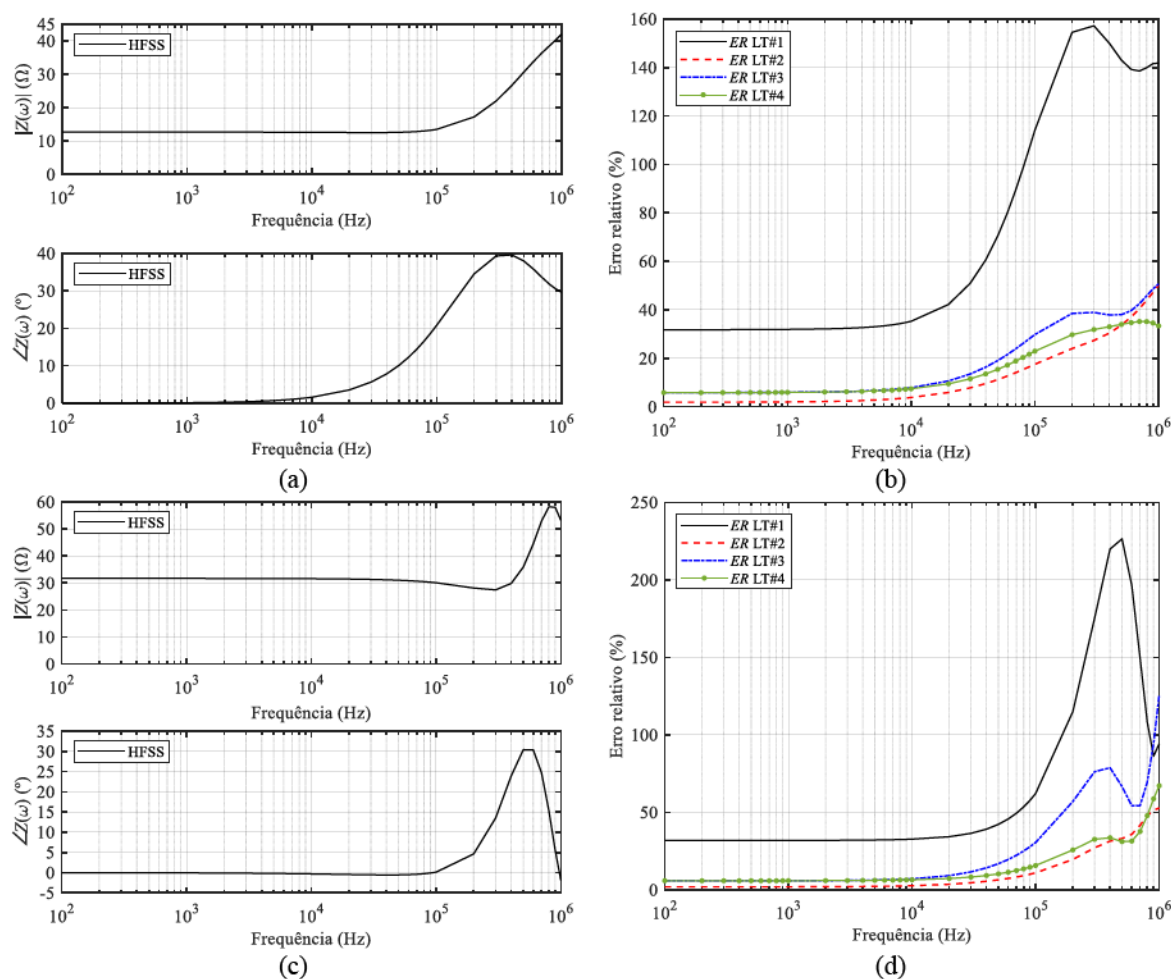
Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 3.19 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 25 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm: (a,b) caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m)



Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 3.20 – Impedância harmônica de aterramento e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 50 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm: (a,b) caso 3 ($\rho_1 = 4$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 1$ k Ω m) e (c,d) caso 4 ($\rho_1 = 10$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 2500$ Ω m)



Fonte: Dados da pesquisa.

com medianas para ER de até 35,3% e desvio padrão igual a 56,9%. Apesar de ser uma análise exclusiva de $Z(\omega)$, tais valores pronunciados de ER sugerem a rejeição da opção LT#1, já que é improvável que as discrepâncias diminuam com a análise no domínio do tempo de GPR e Z_P .

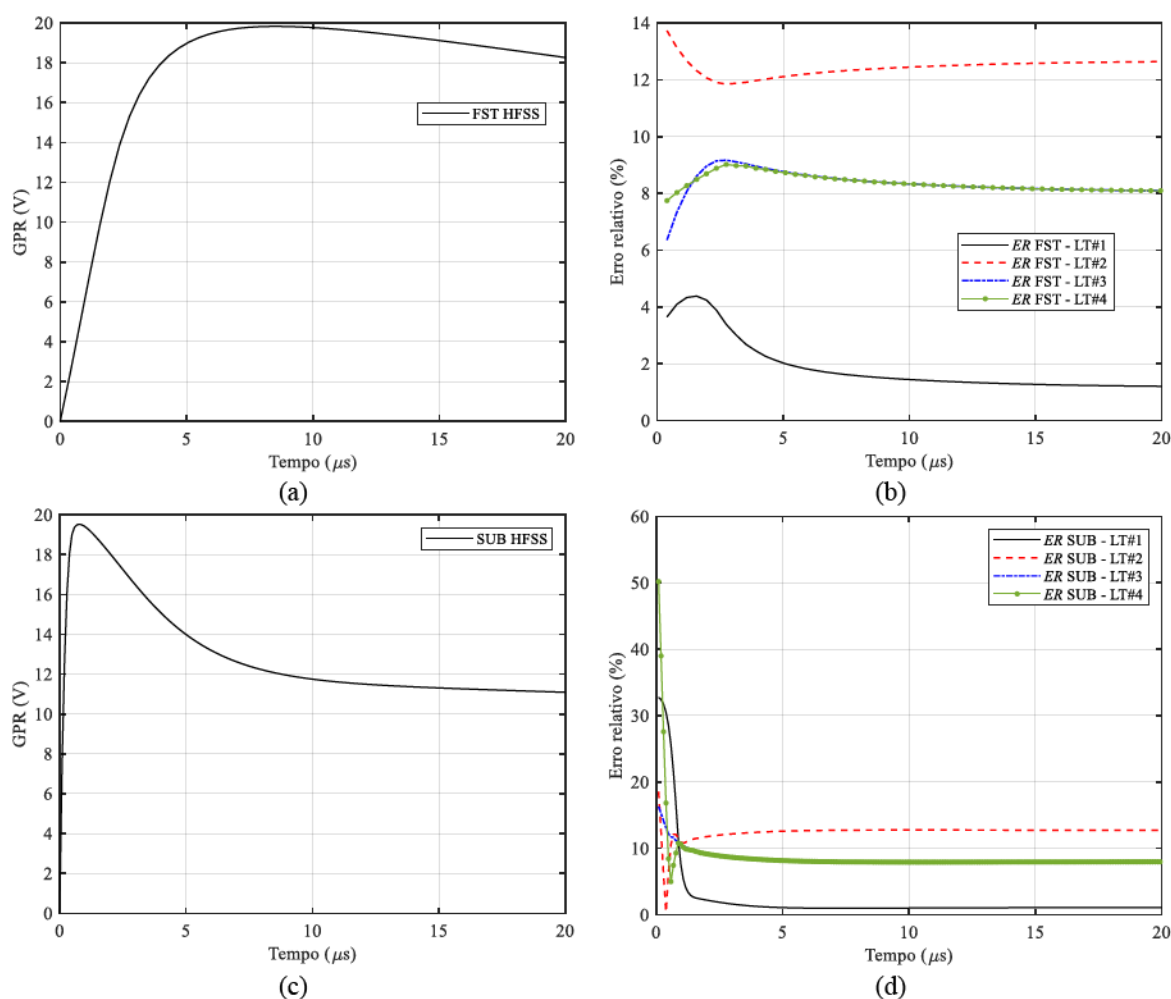
O emprego do fator de correção η em LT#4, supondo um circuito equivalente em cascata, alcançou melhores resultados do que o emprego direto da expressão de uma única haste inserida no meio de duas camadas horizontais, definida na Equação (2.67) e empregada em LT#3. Nas frequências inferiores a 10 kHz, não há diferenças perceptíveis entre LT#3 e LT#4, já que a resposta do aterramento é essencialmente resistiva. Contudo, frequências mais elevadas evidenciam vantagens do problema definido em cascata proposto por LT#4, que aparenta estimar com maior precisão as componentes capacitivas e indutivas do circuito equivalente.

De forma surpreendente, LT#2 apresenta os melhores resultados para os casos de solo estratificado avaliados em função de $Z(\omega)$. Apesar de ser uma simplificação de LT#4, omitindo

as múltiplas imagens incorporadas no fator de correção η , a média geométrica empregada para o raio equivalente da malha aparenta ser o fator decisivo para os resultados de LT#2 serem melhores que LT#4. Um ponto adicional se relaciona a maior dispersão de ER por meio do emprego de LT#2 em comparação a LT#4. Como exemplo, o caso 2 apresenta valores medianos de ER para LT#2 e LT#4, respectivamente, iguais a $(1,6 \pm 11,9)\%$ e $(5,7 \pm 3,2)\%$ - para o caso 3, os resultados são de $(3,8 \pm 15,1)\%$ e $(7,4 \pm 11,4)\%$. A dispersão de LT#2 é percebida essencialmente em frequências superiores a 100 kHz, região em que ER apresenta forte tendência de crescimento em relação ao programa HFSS.

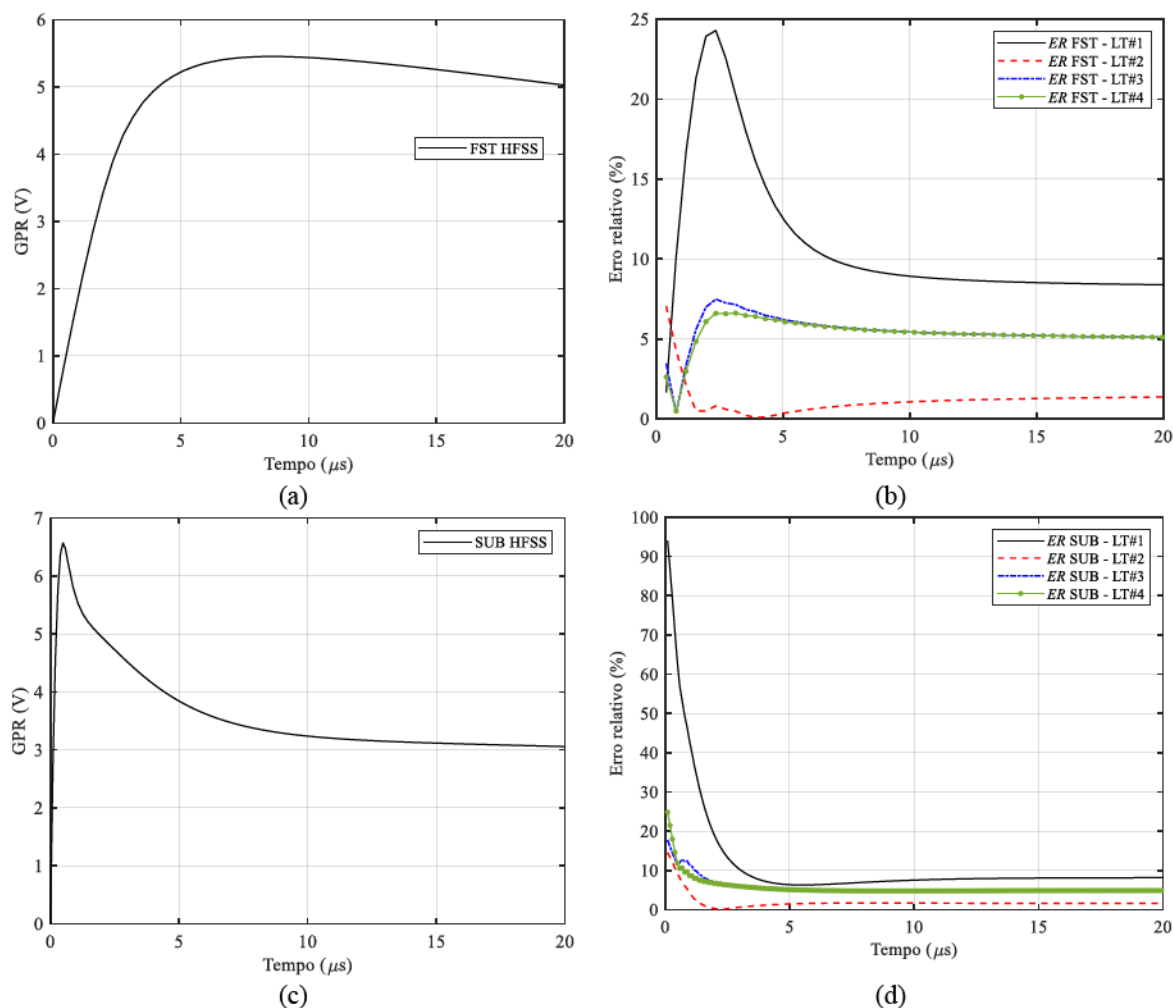
As Figuras 3.21 a 3.24 exibem o GPR obtido por meio do uso do programa HFSS e o ER associado ao emprego de LT#1 a LT#4 comparado ao método EMF. As simulações que admitem descargas primeiras e subsequentes permitem ainda estimar Z_P , como mostrado nas Tabelas 3.8 a 3.11.

Figura 3.21 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 25 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes



Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 3.22 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 25 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes

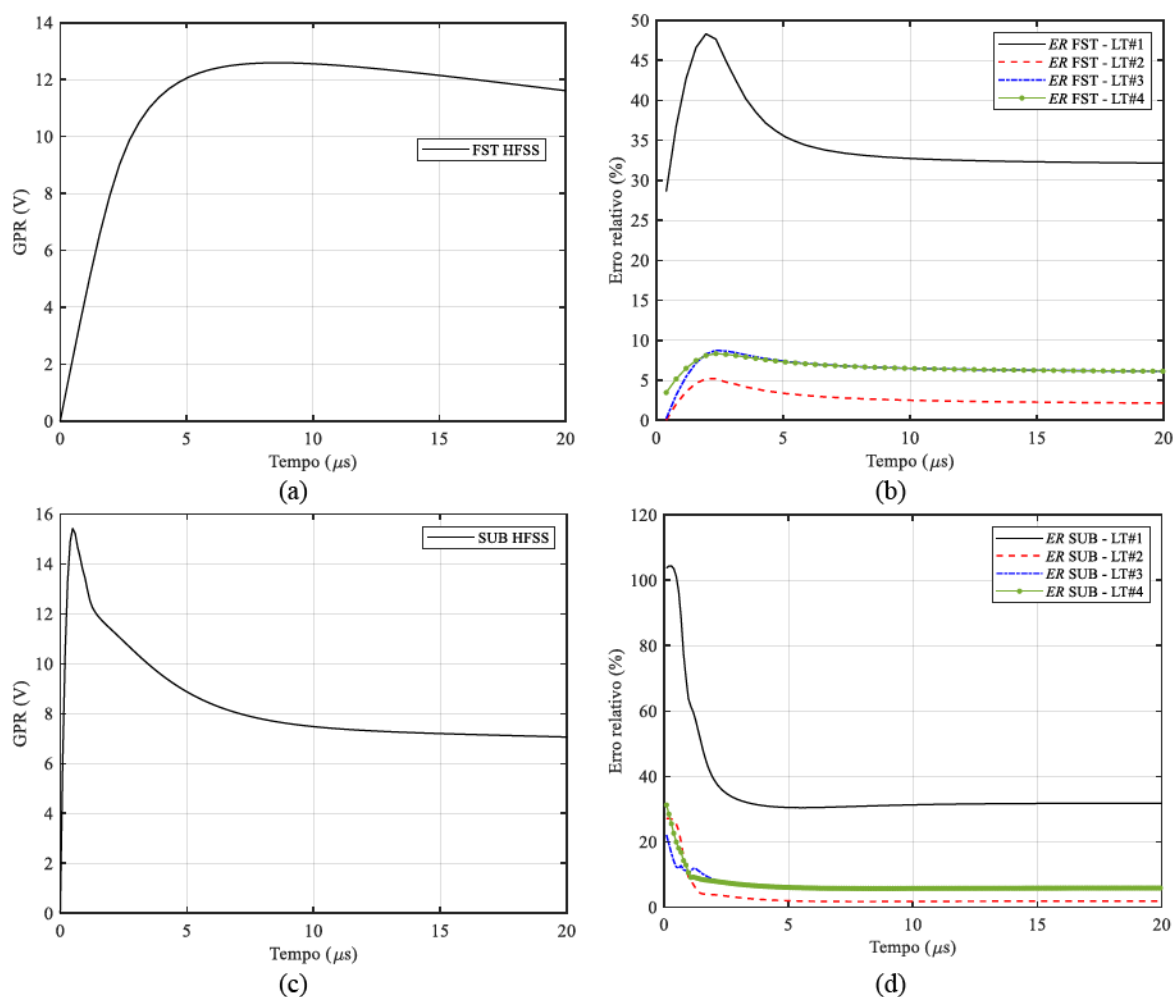


Fonte: Dados da pesquisa.

O comportamento de LT#1 no domínio do tempo é reflexo da análise no domínio da frequência de $Z(\omega)$, o que suporta a rejeição de seu uso por conta da baixa precisão de resultados. Em relação às técnicas LT#2 a LT#4, nenhuma se mostrou capaz de garantir ER inferiores à 10% em todas as avaliações de GPR e Z_P . Apesar dos resultados apresentarem boa precisão em diversas situações, não há uma constância no comportamento das técnicas LT em relação ao programa HFSS.

O caso 3 expressa bem as inadequações de LT#2 a LT#4. Enquanto diferenças muito pequenas são observadas para primeiras descargas, de até 2,6% para LT#2, a dispersão dos resultados se evidencia em relação ao programa HFSS nas descargas subsequentes, alcançando um ER igual a 25,4%. Apesar das deduções apresentadas nas Seções 2.3.2 e 2.3.3, os resultados

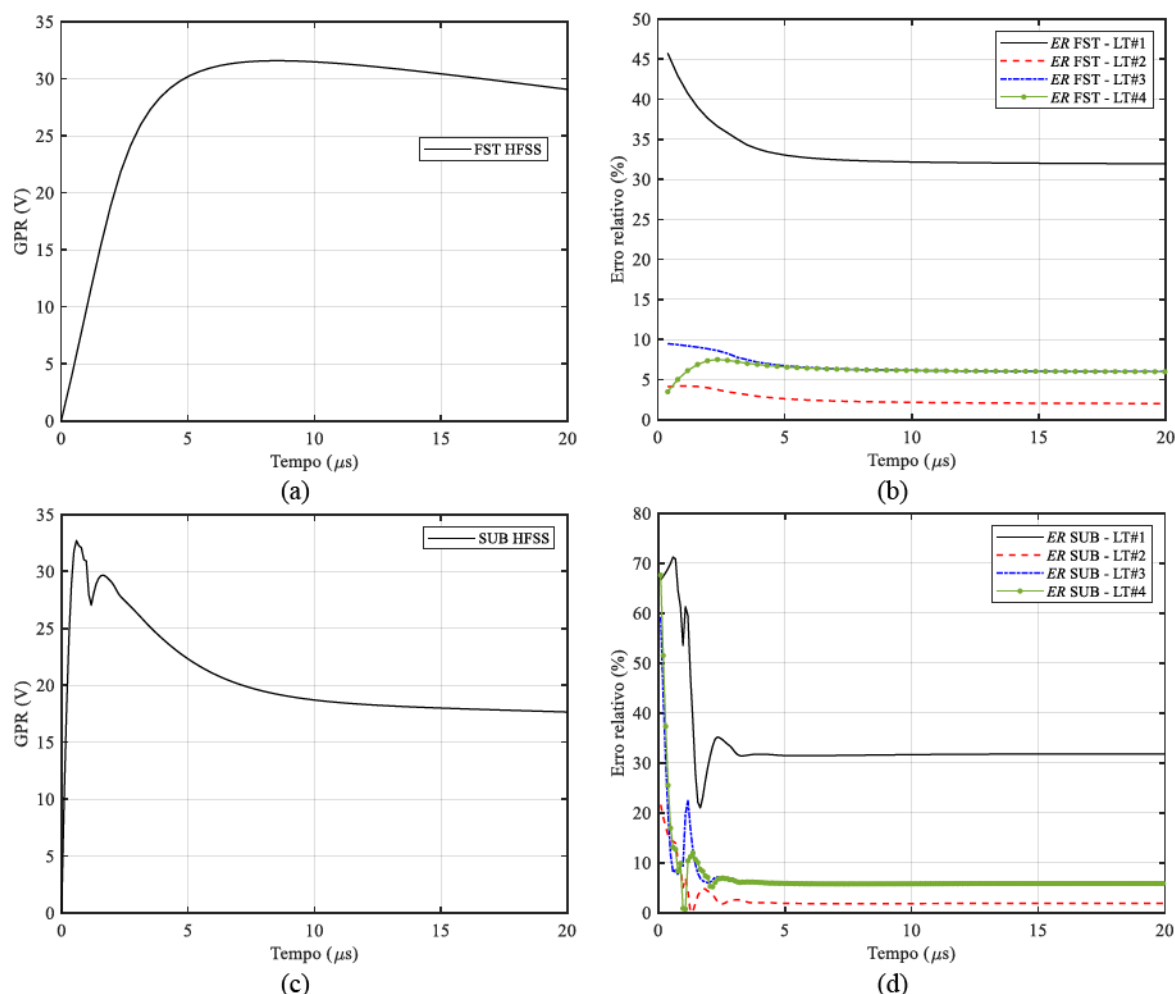
Figura 3.23 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 50 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 3 ($\rho_1 = 4$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 1$ k Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes



Fonte: Dados da pesquisa.

observados levam à conclusão de que o método LT não pode ser empregado para as análises posteriores da tese por não promover valores de ER inferiores a 10%. Não há segurança em sua utilização sem a comparação conjunta com o programa HFSS para as condições idealizadas no trabalho e, por isso, é descartado seu uso nas próximas avaliações do texto.

Figura 3.24 – Curvas de GPR e erro relativo entre a técnica LT e o programa HFSS de malha composta por eletrodos verticais com 50 m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm para o caso 4 ($\rho_1 = 10$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 2500$ Ω m): (a,b) primeiras descargas e (c,d) subsequentes



Fonte: Dados da pesquisa.

Tabela 3.8 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 1 ($\rho = 1$ k Ω m)

Malha composta por eletrodos verticais com $l = 25$ m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm					
Parâmetro	HFSS	ER LT#1	ER LT#2	ER LT#3	ER LT#4
Z_{PFST} (Ω)	19,83	1,5%	12,4%	8,4%	8,4%
Z_{PSUB} (Ω)	19,53	25,1%	7,9%	11,4%	10,6%

Fonte: Dados da pesquisa

Tabela 3.9 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 2 ($\rho_1 = 1$ k Ω m, $h_1 = 3$ m e $\rho_2 = 250$ Ω m)

Malha composta por eletrodos verticais com $l = 25$ m, $D = 10$ m e $a = 5$ mm					
Parâmetro	HFSS	ER LT#1	ER LT#2	ER LT#3	ER LT#4
Z_{PFST} (Ω)	5,45	9,5%	0,9%	5,7%	5,7%
Z_{PSUB} (Ω)	6,57	66,1%	9,3%	11,9%	11,9%

Fonte: Dados da pesquisa

Tabela 3.10 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 3 ($\rho_1 = 4 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 1 \text{ k}\Omega\text{m}$)

Malha composta por eletrodos verticais com $l = 50 \text{ m}$, $D = 10 \text{ m}$ e $a = 5 \text{ mm}$					
Parâmetro	HFSS	ER LT#1	ER LT#2	ER LT#3	ER LT#4
$Z_{PFST} (\Omega)$	12,59	33,0%	2,6%	6,7%	6,7%
$Z_{PSUB} (\Omega)$	15,42	101%	25,4%	12,3%	20,0%

Fonte: Dados da pesquisa

Tabela 3.11 – Impedância impulsiva de descargas primeiras e subsequentes para malha de aterramento composta por eletrodos verticais avaliada por técnica LT e o programa HFSS – caso 4 ($\rho_1 = 10 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$ e $\rho_2 = 2500 \Omega\text{m}$)

Malha composta por eletrodos verticais com $l = 50 \text{ m}$, $D = 10 \text{ m}$ e $a = 5 \text{ mm}$					
Parâmetro	HFSS	ER LT#1	ER LT#2	ER LT#3	ER LT#4
$Z_{PFST} (\Omega)$	31,58	32,3%	2,2%	6,2%	6,2%
$Z_{PSUB} (\Omega)$	32,71	71,3%	14,3%	8,5%	13,7%

Fonte: Dados da pesquisa

3.5 Considerações finais

Este capítulo avaliou as técnicas LT e EMF empregadas no trabalho em relação à exatidão de seus resultados quando comparados a outros trabalhos. Por meio de uma diferença admitida para a tese como aceitável de até 10%, informações foram alcançadas para definir a adequação ou não do emprego das técnicas LT e EMF nas análises posteriores da tese.

O programa HFSS apresentou boa coerência de resultados, mesmo que haja diferenças perceptíveis de soluções entre métodos utilizados por outros autores. Com a falta de dados experimentais, idealizar um método EMF como o correto se torna uma tarefa complexa e prejudica a avaliação entre procedimentos distintos. Apesar das dificuldades de comparação, o programa HFSS teve seu uso validado para o trabalho.

As técnicas LT avaliadas correspondem à condição de malhas constituídas por cabos contrapesos e outra composta por eletrodos verticais profundos. O cálculo da resposta da malha convencional de aterramento por meio da técnica LT apresentou resultados similares aos oriundos do programa HFSS, atingindo, de maneira geral, diferenças inferiores a 10% para os casos avaliados. Para que seja empregada nas análises posteriores da tese, requer ainda a validação de algum dos procedimentos apresentados para a malha vertical, definidos por LT#1 a LT#4, algo que não foi alcançado. As divergências pronunciadas observadas, algumas

superiores a 25% para transitórios provenientes de descargas subsequentes, impedem seu uso para estudos posteriores neste trabalho, o que restringe as análises ao programa HFSS.

A próxima etapa da tese corresponde ao estudo da maneira mais adequada de avaliar aterramentos elétricos para condições impulsivas em meios estratificados. A principal dúvida a ser respondida é se expressões definidas para $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ em condições de solo homogêneo continuam adequadas para meios heterogêneos.

Capítulo 4

AVALIAÇÃO DA DEPENDÊNCIA DA RESISTIVIDADE E PERMISSIVIDADE ELÉTRICA DO MEIO COM A FREQUÊNCIA EM CONDIÇÕES DE SOLOS ESTRATIFICADOS

4.1 Introdução

Este capítulo constitui um estudo sobre a resistividade e permissividade elétrica do solo, $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$, em condições de estratificação do meio. Buscam-se indícios sobre a maneira mais adequada do uso de expressões que definam $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ em solos estratificados e a verificação da validade de trabalhos sobre os parâmetros em condições de meios heterogêneos.

Os resultados obtidos nesta parte do trabalho possuem relevância significativa para o tema e forte impacto sobre os conhecimentos atuais relacionados ao comportamento impulsivo de aterramentos em solos estratificados.

4.2 Emprego de parâmetros do solo variáveis com a frequência em problemas de aterramento elétrico com meios estratificados

A consideração da resistividade $\rho(f)$ e permissividade elétrica $\varepsilon(f)$ variáveis com a frequência requer uma análise prévia para emprego nas malhas de aterramento avaliadas neste texto. Conforme (CAVKA; MORA; RACHIDI, 2014), diferentes expressões foram publicadas para a representação do comportamento desses parâmetros elétricos, algumas com medições realizadas em campo e outras, sendo a grande maioria, por amostras de solo analisadas em laboratórios. Independentemente do modelo escolhido, seu uso tende a ser restrito a meios homogêneos, não sendo muito bem estabelecido suas características para solos estratificados e nem mesmo a aplicabilidade das expressões para tais condições. É bem conhecida a representação do solo em baixas frequências por camadas definidas pela resistividade, mas para fenômenos impulsivos, o meio é comumente suposto como uniforme, o que estabelece um hiato na análise do mesmo sistema para solicitações diferentes.

Dentre os modelos existentes, técnicas de medição em campo tendem a ser mais representativas, já que não alteram artificialmente os solos avaliados, consideram umidade e outros aspectos observados *in loco* e amenizam possíveis problemas de avaliações laboratoriais, a citar os efeitos de polarização do material, como detalhado por (ALIPIO, 2013). O trabalho de (ALIPIO; VISACRO, 2014) constitui a referência mais atual sobre o assunto da variação da resistividade e permissividade elétrica do solo com a frequência. Além da definição de um modelo causal, se baseia em medições efetuadas em campo para um número substancial de solos e assume um espectro de frequências compatível com surtos originados por descargas atmosféricas, de 100 Hz a 4 MHz. Entretanto, dados sobre os solos avaliados não são detalhados, notadamente a característica dos meios em baixas frequências em relação a possíveis sinais de estratificação.

Outro modelo muito difundido é o de (SCOTT; CARROLL; CUNNINGHAM, 1967), o qual se baseia em técnica laboratorial e uma faixa de frequências de 100 Hz a 1 MHz – os dados do trabalho foram adaptados em (MESSIER, 1985). Uma crítica a (SCOTT; CARROLL; CUNNINGHAM, 1967) é a umidificação artificial do solo, passível de introdução de erros nas medições, considerações de amostras secas para solos de elevada resistividade e emprego de eletrodo para as medições que pode não minimizar efeitos de polarização interfacial em todos os solos avaliados (ALIPIO, 2013). Ainda assim, é utilizado em trabalhos como (NAZARI *et*

al., 2020) por ter a umidade do solo como parâmetro de entrada nas expressões de resistividade e permissividade elétrica.

Por fim, cita-se o modelo de (LONGMIRE; SMITH, 1975), também fundamentado em amostras laboratoriais e com validade extrapolada às frequências de 100 Hz a 200 MHz. Novamente, críticas as considerações iniciais do trabalho são enumeradas em (ALIPIO, 2013), como assumir o concreto como material representativo de solos, modificação artificial da umidade das amostras e ter, em sua forma original, a umidade como parâmetro de entrada para avaliação de $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$.

Por conta das características apresentadas anteriormente, apenas o modelo de (ALIPIO; VISACRO, 2014) será considerado nas simulações devido a maior robustez das medições em campo. Como expressões para o modelo, optou-se pela constituída por valores mais próximos as medições realizadas na pesquisa (ALIPIO; VISACRO, 2014):

$$\sigma(f) = \sigma_0 + \sigma_0 \cdot 1.26 \cdot \sigma_0^{-0.73} \left(\frac{f}{10^6} \right)^{0.54}, \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_r(f) = 12 + \frac{\tan(0.27\pi) \cdot 10^{-3}}{2\pi\varepsilon_0 (10^6)^{0.54}} \sigma_0 \cdot 1.26 \cdot \sigma_0^{-0.73} \cdot f^{-0.46}, \quad (4.2)$$

em que σ é a condutividade elétrica em mS/m e σ_0 é o mesmo parâmetro medido a 100 Hz, também na unidade mS/m.

Ao longo de seu trabalho (ALIPIO, 2013), o autor indica o uso de uma cuba hemisférica de 23 cm como malha para avaliação de $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$, sendo que o primeiro passo corresponde a medição da resistência de aterramento e inferência da resistividade aparente considerando o mesmo eletrodo. Nesta fase inicial, sabemos que a resistência de aterramento R_{LF} de uma cuba hemisférica em solo estratificado em duas camadas é igual a (HE; ZENG; ZHANG, 2012):

$$R_{LF} = \frac{\rho_1}{2\pi a} \left(1 - \frac{a}{h_1} \ln(1-k) \right), \quad a < h_1, \quad (4.3)$$

ou, supondo solo uniforme:

$$R_{LF} = \frac{\rho}{2\pi a}. \quad (4.4)$$

Se igualarmos as duas expressões, obtemos o valor da resistividade aparente ρ_{ap} de um solo uniforme em função de um meio estratificado em duas camadas:

$$\rho_{ap} = \rho_1 \left(1 - \frac{a}{h_1} \ln(1-k) \right), \quad a < h_1, \quad (4.5)$$

o que permite avaliar solos estratificados que produzem a mesma resistividade aparente para a cuba hemisférica ou, como será usado aqui, variar as características do meio estratificado e avaliar ρ_{ap} . Considerando um ER admissível para ρ_{ap} em relação ao solo idealmente estratificado, podemos modificar a Equação (4.5) e obter uma expressão para o cálculo direto de h_1 em função de a e k dados para o problema – assume-se $\rho_{ap} = \rho_1$ para avaliar a capacidade do eletrodo hemisférico de medir apenas a primeira camada do solo, o que corresponde ao menor grau de interferência no experimento da camada mais profunda do meio considerado:

$$\left(1 - \frac{ER}{100}\right) \frac{\rho_{ap}}{2\pi a} = \frac{\rho_1}{2\pi a} \left(1 - \frac{a}{h_1} \ln(1-k)\right), \quad a < h_1, \rho_{ap} = \rho_1 \Rightarrow 1 - \frac{ER}{100} = 1 - \frac{a}{h_1} \ln(1-k) \quad (4.6)$$

$$\therefore h_1 = \begin{cases} \frac{100a}{ER} \ln(1-k), & k < 0 \\ -\frac{100a}{ER} \ln(1-k), & k \geq 0 \end{cases}$$

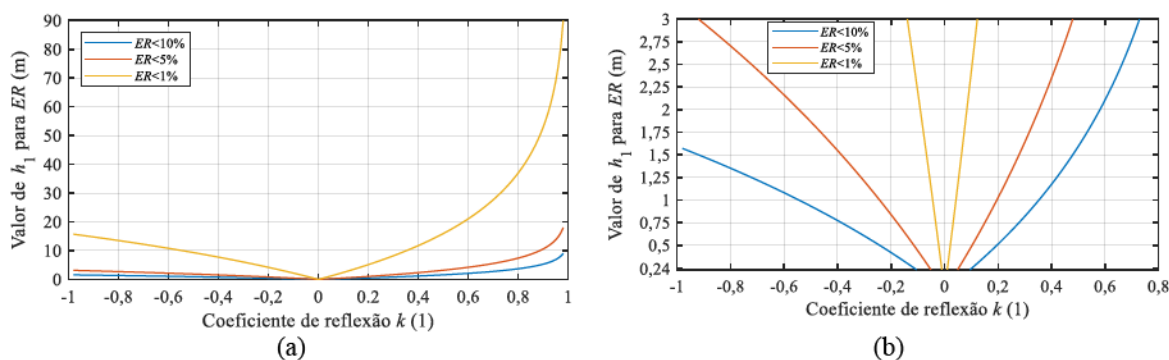
Como informação adicional, a expressão para a capacitância da cuba hemisférica é obtida por meio da relação quase-estática mostrada na Equação (2.10) adicionada à substituição de k por k_c . Por consequência, chega-se a mesma expressão para h_1 no caso da permissividade, mas com k substituído por k_c na Equação (4.6). Assim, os resultados obtidos a seguir para a resistividade são os mesmos para a permissividade elétrica.

Como apresentado por (ALIPIO, 2013), a medição de $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ se relaciona com a admitância transversal, definida na Equação (2.5). Logo, a Equação (4.6) pode ser estendida e aplicada para os componentes de alta frequência e, como a resistividade e permissividade elétrica variam com a frequência, seus coeficientes de reflexão também serão dependentes de f . Finalmente, conclui-se que a Equação (4.6) será função de $k(\omega) = (\rho_2(\omega) - \rho_1(\omega)) / (\rho_2(\omega) + \rho_1(\omega))$ ou $k_c(\omega) = (\varepsilon_{r1}(\omega) - \varepsilon_{r2}(\omega)) / (\varepsilon_{r1}(\omega) + \varepsilon_{r2}(\omega))$.

Verifica-se da Equação (4.6) que ela depende apenas de a e k , ou seja, é possível obter informações completas sobre variações do solo sem a necessidade da escolha de ρ_1 ou ρ_2 . Substituindo o valor de raio utilizado por (ALIPIO, 2013), igual a 23 cm, obtemos resultados bem interessantes, como ilustrado na Figura 4.1 para baixas frequências, supondo $f = 100$ Hz.

Se supusermos um solo com $\rho_1 = 1000 \Omega\text{m}$, para $k = -0,82$ ou $\rho_2 = 100 \Omega\text{m}$, uma espessura mínima de 1,38 m é necessária para que ρ_{ap} não se altere mais do que 10% do valor de ρ_1 – valores de 2,75 e 13,8 m são os relativos a $ER < 5$ e 1%, respectivamente. Em outras palavras, qualquer solo idêntico ao apresentado, mas com h_1 inferior a 1,38 m implica em uma resistividade aparente medida com $ER > 10\%$.

Figura 4.1 – Espessura mínima da primeira camada do solo para se obter ER inferior a 1, 5 e 10% para medições com cuba hemisférica de 23 cm e frequência de 100 Hz.



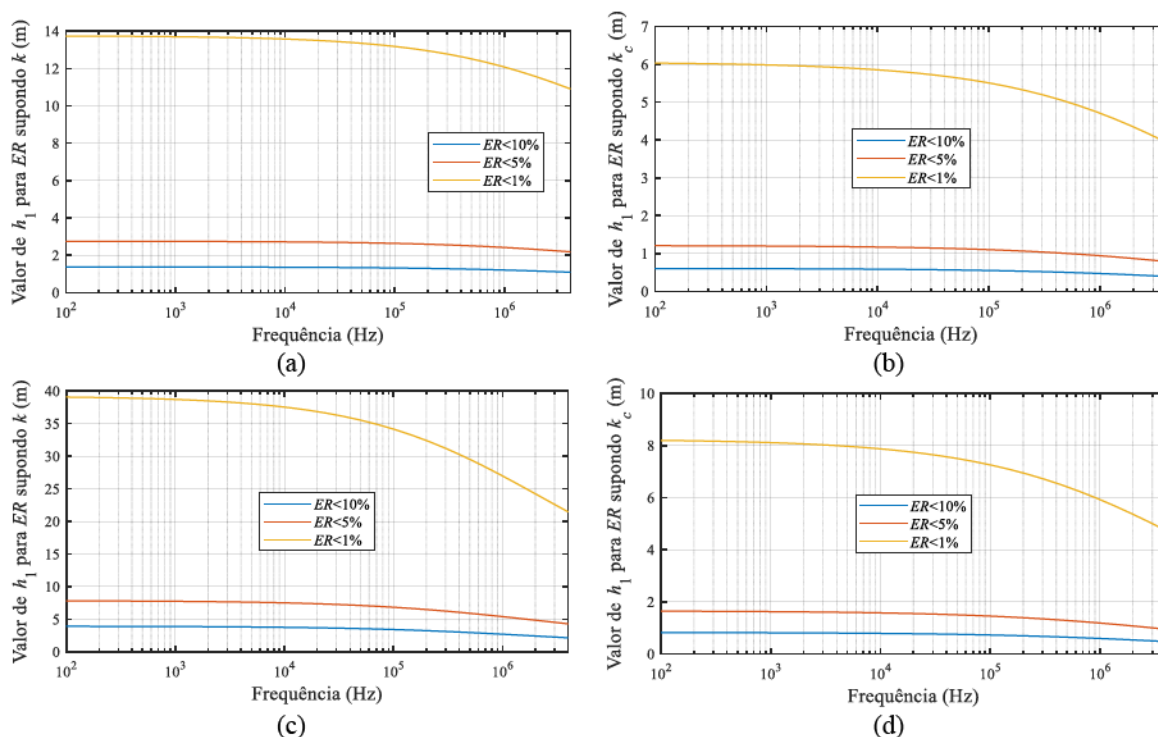
Fonte: Dados da pesquisa.

Esta análise evidencia que a resistividade aparente medida nos trabalhos de (ALIPIO, 2013) e (ALIPIO; VISACRO, 2014) tende a ser bem similar a ρ_1 , sendo descrita por uma espessura h_1 mínima que se relaciona com o parâmetro k do solo. Isso implica na resposta de uma questão que surgiu ao longo do desenvolvimento da tese: para solos estratificados, como empregar os modelos disponíveis para estimação de $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$? Pela hipótese de solo uniforme dos modelos, deveríamos realizar um procedimento para converter o solo heterogêneo em um meio homogêneo para a configuração de aterramento ou poderíamos aplicar as expressões para cada camada individualmente? Como argumentar que o procedimento escolhido é adequado?

O uso da Equação (4.6) e os resultados observados na Figura 4.1 evidenciam que o recomendável é empregar as Equações (4.1) e (4.2) individualmente para cada camada do solo, já que as medições do modelo de (ALIPIO; VISACRO, 2014) tendem a se relacionar com uma única estratificação do meio. Essa conclusão é similar a (VISACRO *et al*, 2015), mas agora suportada por soluções analíticas e avaliação de um número de solos muito maior. Um solo fictício, representado por $\rho_1 = 10 \text{ k}\Omega\text{m}$, $h_1 = 1 \text{ m}$ e $\rho_2 = 100 \text{ }\Omega\text{m}$ ou $k = -0,98$, resultaria em $\rho_{ap} \approx 8400 \text{ }\Omega\text{m}$ ou apenas 16% de diferença para a resistividade elétrica da primeira camada, sem contar os possíveis efeitos das diferentes permissividades entre as camadas que podem amplificar as divergências, mas a chance de tal meio ser encontrado em campo são pequenas. Desvios nos resultados por conta do impacto de ρ_2 em ρ_{ap} são esperados, já que solos em que a resistividade aparente se diferencia significativamente de ρ_1 podem e, provavelmente, devem ter sido avaliados em (ALIPIO; VISACRO, 2014), mas um maior número de meios medidos tende a atenuar tais efeitos de dispersão. Como explicado anteriormente, a mesma conclusão se estende para a permissividade elétrica do solo. Assim, a permissividade relativa aparente medida ε_{rap} tende a ser a mesma que caracteriza a primeira camada do solo, ε_{r1} .

Uma última verificação da Equação (4.6) é realizada supondo a faixa de frequências de 100 Hz a 4 MHz para dois solos fictícios, um com $\rho_1 > \rho_2$ e outro com $\rho_1 < \rho_2$, supondo resistividades iguais a 100 e 1000 Ωm . A Figura 4.2 apresenta os valores de h_1 mínimos para se alcançar ER inferiores a 1, 5 e 10% para os coeficientes de reflexão k e k_c .

Figura 4.2 – Espessura mínima da primeira camada do solo para se obter ER inferior a 1, 5 e 10% para medições com cuba hemisférica de 23 cm ao longo da frequência de 100 Hz a 4 MHz para solos com: (a,b) $\rho_1 = 1000 \Omega\text{m}$ e $\rho_2 = 100 \Omega\text{m}$ e (c,d) $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$ e $\rho_2 = 1000 \Omega\text{m}$.



Fonte: Dados da pesquisa.

Os gráficos da Figura 4.2 indicam que, independente da relação entre com ρ_1 e ρ_2 , a espessura mínima de h_1 medida à baixas frequências, como 100 Hz, tende a ser o pior caso e, conseqüentemente, compreende a situação mais rigorosa avaliada no espectro. Assim, o valor de h_1 mínimo estimado a 100 Hz constitui um bom parâmetro para adequação da resistividade ou permissividade elétrica aparente por meio do método de (ALIPIO, 2013). Em adição, as curvas evidenciam que a espessura mínima requerida tende a ser menor para a permissividade elétrica, o que indica que, uma vez satisfeita a condição para a resistividade, o parâmetro ϵ_{rap} se adequa às medições realizadas. Tais resultados suportam as conclusões obtidas em baixas frequências e mostram que uma simples análise realizada à 100 Hz para a resistividade elétrica é suficiente para a compreensão do problema.

4.3 Resposta impulsiva de aterramentos elétricos em solos estratificados e equivalentes uniformes assumindo parâmetros do meio variáveis com a frequência

Outra dúvida que permeou a elaboração da tese é, considerando que as expressões para $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ devam ser aplicadas individualmente para cada camada, para quais configurações de aterramento valores de impedância impulsiva suficientemente precisos podem ser obtidos assumindo um solo uniforme correspondente ao estratificado para a malha avaliada? Para responder essa questão, podemos aproximar configurações formadas por cabos contrapesos por eletrodos horizontais, enquanto malhas com eletrodos verticais podem ser simplificadas por hastes. Considerando alguns exemplos de solo, podemos avaliar uma prática similar à de (BATISTA; SOUZA, 2019b), mas estendida para $Z(\omega)$ e Z_P , permite o uso de métodos exclusivos a meios uniformes para estimar esses parâmetros de solos originalmente estratificados.

Segundo (BATISTA; SOUZA, 2019b), é possível obter uma relação direta e exata entre a resistividade elétrica de um meio estratificado qualquer e um solo equivalente uniforme em baixas frequências por meio da razão entre resistências de aterramento simuladas. De maneira direta, a resistividade aparente obtida por meio de um condutor inserido no solo pode ser considerada como aquela de um meio uniforme equivalente em baixas frequências, mesmo que o solo seja mais bem representado de forma heterogênea. Para um dado valor de resistividade, supondo meio homogêneo, é possível obter incontáveis solos estratificados que resultem na mesma resistência de aterramento, o que não necessariamente implica no mesmo comportamento em altas frequências ou mesmo em baixas frequências para diferentes geometrias assumidas na fase de medição.

A expressão definida para o solo equivalente homogêneo em (BATISTA; SOUZA, 2019b) é:

$$\rho_{eq} = (R_T \cdot \rho_{100\Omega m}) / R_{T100\Omega m}, \quad (4.7)$$

em que ρ_{eq} é a resistividade do solo equivalente uniforme, R_T é a resistência de aterramento obtida para a condição de solo estratificado do problema, $\rho_{100\Omega m} = 100 \Omega m$ é a resistividade elétrica de um solo homogêneo com $100 \Omega m$ e $R_{T100\Omega m}$ a resistência de aterramento da malha avaliada neste mesmo solo. Torna-se nítido que a Equação (4.7) é uma regra-de-três entre as resistências de aterramento e a resistividade elétrica de meios homogêneos, em que o dado de

entrada admitido é o valor de R_T para a malha de aterramento em sua condição original de solo, isto é, estratificado em duas camadas.

O uso da Equação (4.7) possibilita a avaliação do aterramento em características impulsivas e em solos estratificados por meio de um meio equivalente uniforme, partindo de uma hipótese muito bem consolidada em baixas frequências. Assim, técnicas EMF que não possuem capacidade de avaliar a estratificação do solo poderiam analisar problemas por meios equivalentes uniformes e obter resultados aproximados.

Retornando à questão anterior sobre a possibilidade de avaliar respostas impulsivas de aterramentos em solos estratificados por meio de meios equivalentes uniformes, o emprego da Equação (4.7) permite definir a Tabela 4.1 para as condições avaliadas, em que o solo B é similar à medição de resistividade realizada em uma das torres de (TRANSMINEIRA, 2007).

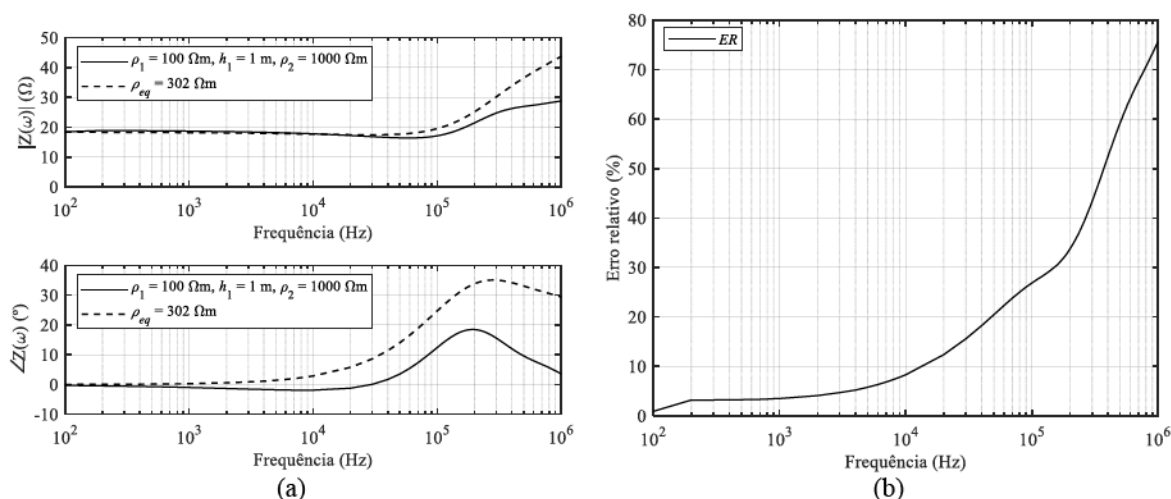
Curvas de $Z(\omega)$ são apresentadas nas Figuras 4.3 a 4.6 em conjunto com os valores de ER calculados para cada caso simulado.

Tabela 4.1 – Descrição das malhas de aterramento simuladas para avaliação de $\rho(f)$ e $\epsilon(f)$

Solo A: $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$, $h_1 = 1 \text{ m}$, $\rho_2 = 1000 \Omega\text{m}$				
Configuração	a	d	ρ_{ap}	l
<i>Eletrodo horizontal</i>	5 mm	50 cm	302 Ωm	30 m
<i>Eletrodo vertical</i>	5 mm	---	566 Ωm	10 m
Solo B: $\rho_1 = 4000 \Omega\text{m}$, $h_1 = 3 \text{ m}$, $\rho_2 = 250 \Omega\text{m}$				
Configuração	a	d	ρ_{ap}	l
<i>Eletrodo horizontal</i>	5 mm	50 cm	2460 Ωm	90 m
<i>Eletrodo vertical</i>	5 mm	---	335 Ωm	10 m

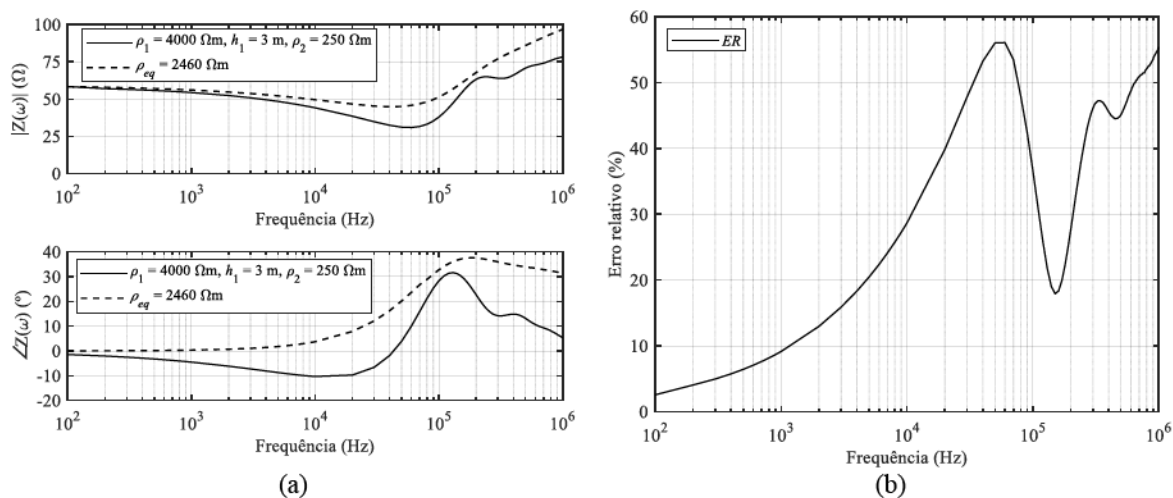
Fonte: Dados da pesquisa

Figura 4.3 – Eletrodo horizontal de 30 m de comprimento e $a = 5 \text{ mm}$ inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER .



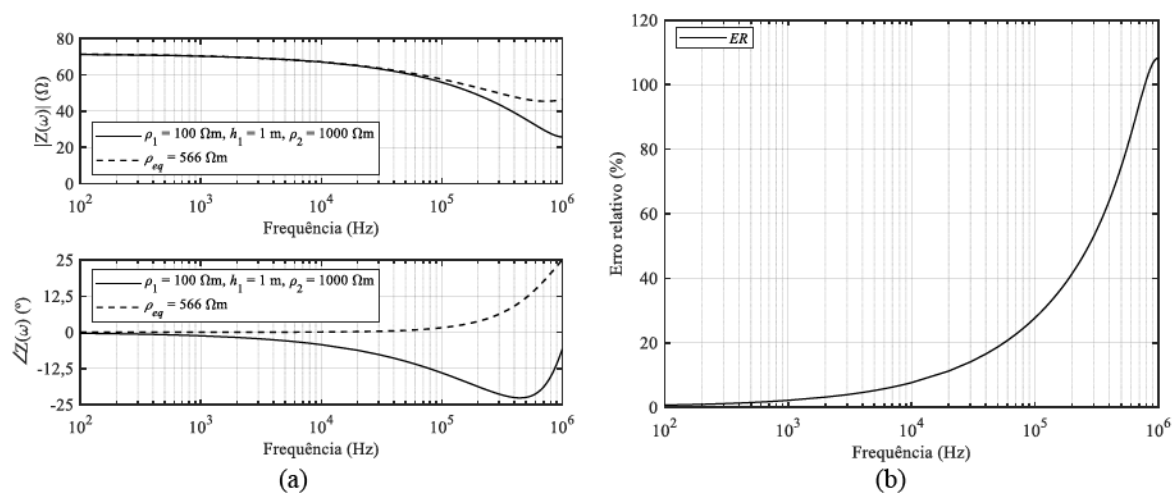
Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 4.4 – Eletrodo horizontal de 90 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER.



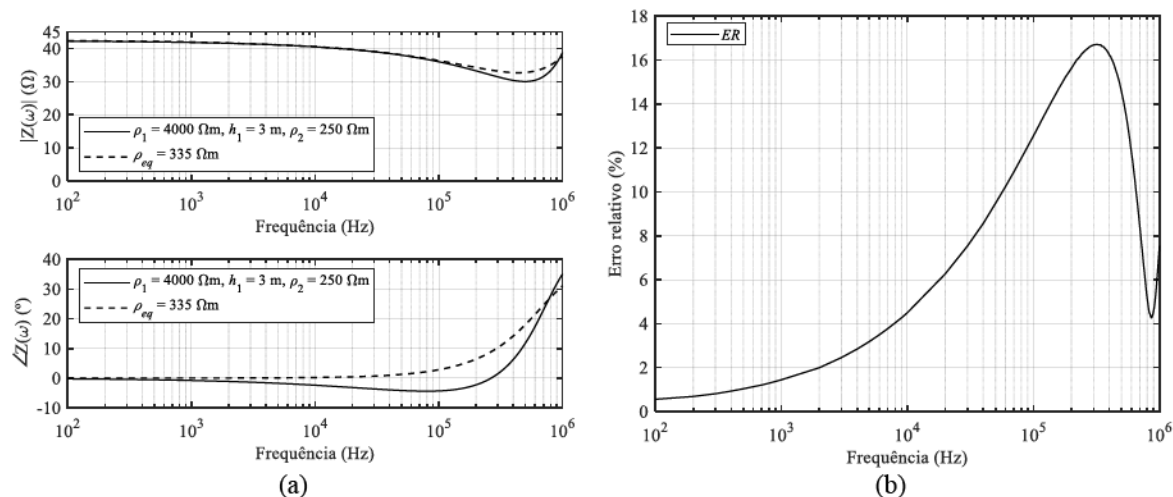
Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 4.5 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER.



Fonte: Dados da pesquisa.

Figura 4.6 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) $Z(\omega)$ e (b) os valores obtidos para ER.



Fonte: Dados da pesquisa.

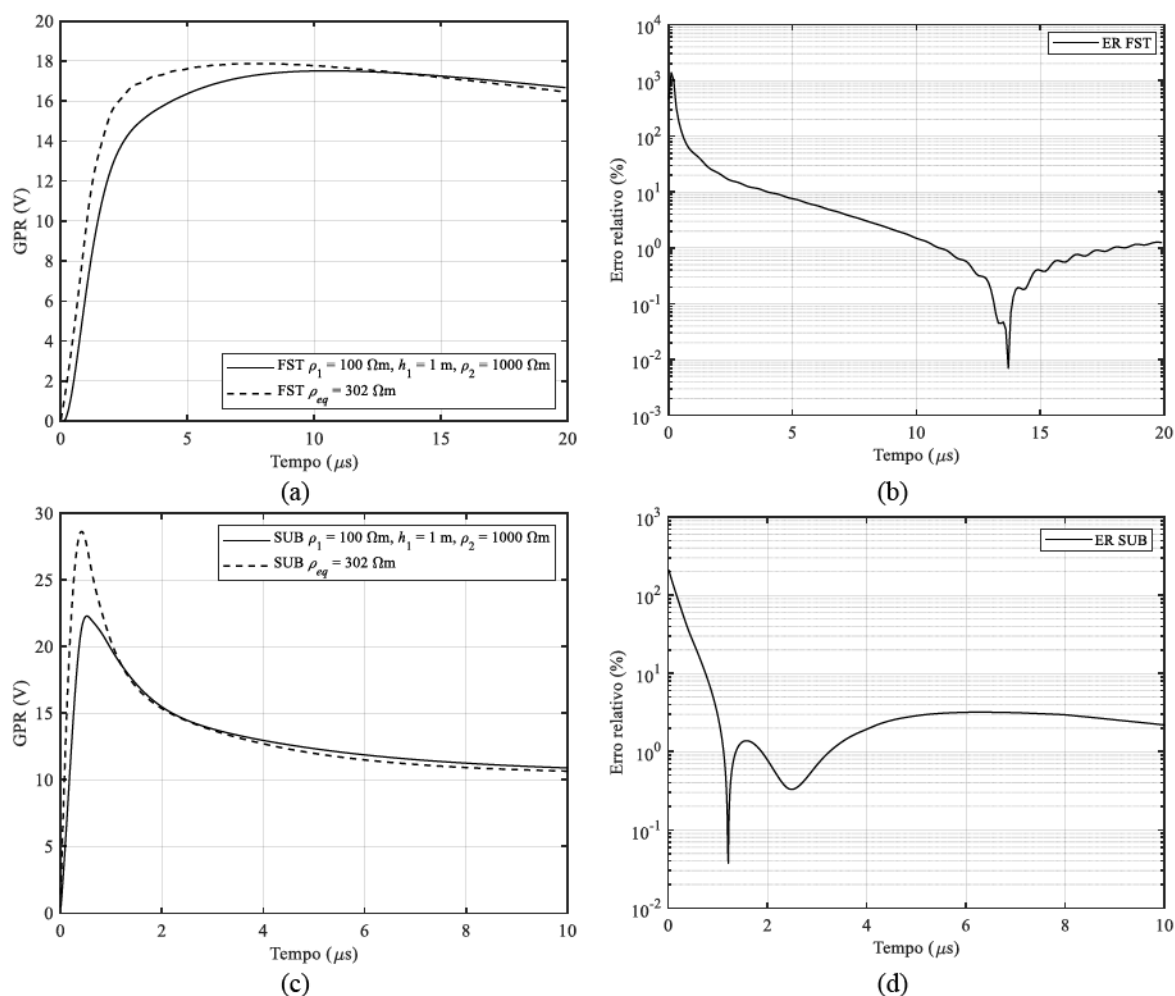
Os resultados de $Z(\omega)$ indicam uma diferença bem pronunciada entre considerar um solo uniforme equivalente e o meio em suas condições originais de estratificação para os casos considerados. Na região em que o aterramento se comporta essencialmente como uma resistência, como para frequências de até 1 kHz, os valores de ER indicam a excelente adequação do procedimento indicado na Equação (4.7), com diferenças inferiores à 5% em todas as avaliações. Embora a Equação (4.7) seja exata para a resistência de aterramento, pode apresentar as diferenças observadas em baixas frequências para $Z(\omega)$, já que a malha passa a ser definida também por seus efeitos capacitivos e indutivos.

Para as altas frequências do espectro avaliado, nota-se uma discrepância bem pronunciada entre os casos estudados. Para a condição de eletrodo horizontal, o solo A resulta em um ER mediano de $(53,5 \pm 24,4)\%$, enquanto o solo B equivale a um ER mediano igual a $(46,6 \pm 15,0)\%$. Os mesmos solos para a situação de eletrodo vertical indicam, respectivamente, ER medianos de $(65,7 \pm 36,4)\%$ e $(10,2 \pm 5,3)\%$. Tais resultados são complementados por meio da análise das curvas de GPR apresentadas nas Figuras 4.7 a 4.10, além das estimativas de impedância impulsiva indicadas na Tabela 4.2.

Para os eletrodos verticais de 10 m, o procedimento apresentado implica em grande similaridade com o solo originalmente estratificado supondo os valores de impedância impulsiva, com diferença máxima de 5% reportada pela Tabela 4.2. Contudo, tal parâmetro omite as diferenças significativas observadas no início das curvas de GPR, com ER de até 100% para primeiras descargas no solo A. Por se relacionar apenas com os valores de pico do GPR e da corrente, Z_P atenua consideravelmente quaisquer distorções observadas entre as ondas de tensão de cada caso avaliado. Se o objetivo for reproduzir o aterramento com suas características originais, o comportamento percebido para $Z(\omega)$ e GPR se torna pronunciado e a malha não é bem aproximada pelo procedimento do solo equivalente uniforme. Por outro lado, se a informação de Z_P for suficiente para o analista, o procedimento apresenta boa adequação para os casos avaliados com eletrodo vertical, com ER inferior a 5,1% no pior caso para Z_{PSUB} e solo A.

A divergência observada em $Z(\omega)$ para a condição de eletrodo vertical se torna maior que 20% para frequências superiores a 100 kHz, o que não é muito impactante para correntes de primeiras descargas, pois suas componentes de energia pouco se concentram em frequências mais elevadas que a citada. No caso de descargas subsequentes, as diferenças são mais perceptíveis, como na forma da onda de GPR com duplo pico da Figura 4.10 (c) não observada no solo equivalente uniforme.

Figura 4.7 – Eletrodo horizontal de 30 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a,c) GPR e (b,d) os valores obtidos para ER.

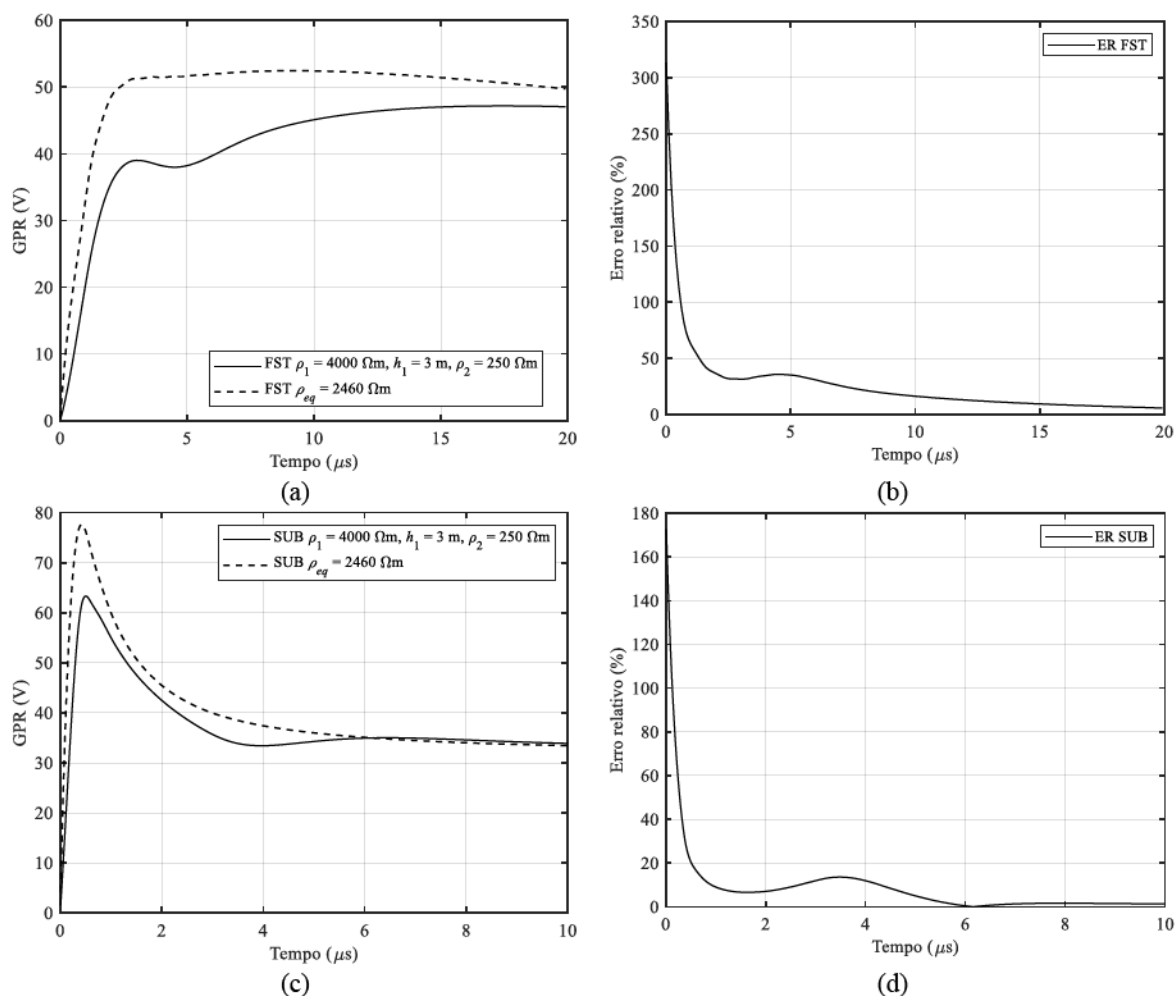


Fonte: Dados da pesquisa.

Para eletrodos horizontais, as simulações indicam a baixa capacidade do solo equivalente uniforme em reproduzir as características transitórias do problema original, com distorções significativas nas ondas de tensão e ER com valores superiores a 100% observadas na Figura 4.7 e 4.8. A simplificação associada ao parâmetro Z_P novamente atenua demasiadamente as diferenças observadas no comportamento transitório, já que apenas os valores de pico são levados em conta no seu cálculo.

A presença de variações abruptas no ângulo e módulo de $Z(\omega)$ na Figura 4.3 e Figura 4.4 devido à estratificação do solo e variação única de $\rho(f)$ e $\epsilon(f)$ em cada camada se diferencia significativamente do comportamento predominantemente indutivo do aterramento acima de 10 kHz estimado pelo meio equivalente homogêneo. As novas variáveis introduzidas pela estratificação do solo, aparentemente, potencializam a ocorrência de ressonâncias na malha de aterramento e oscilações pronunciadas do ângulo de $Z(\omega)$, já que as resistências e capacitâncias equivalentes do circuito se modificam de maneira completamente distinta com a frequência.

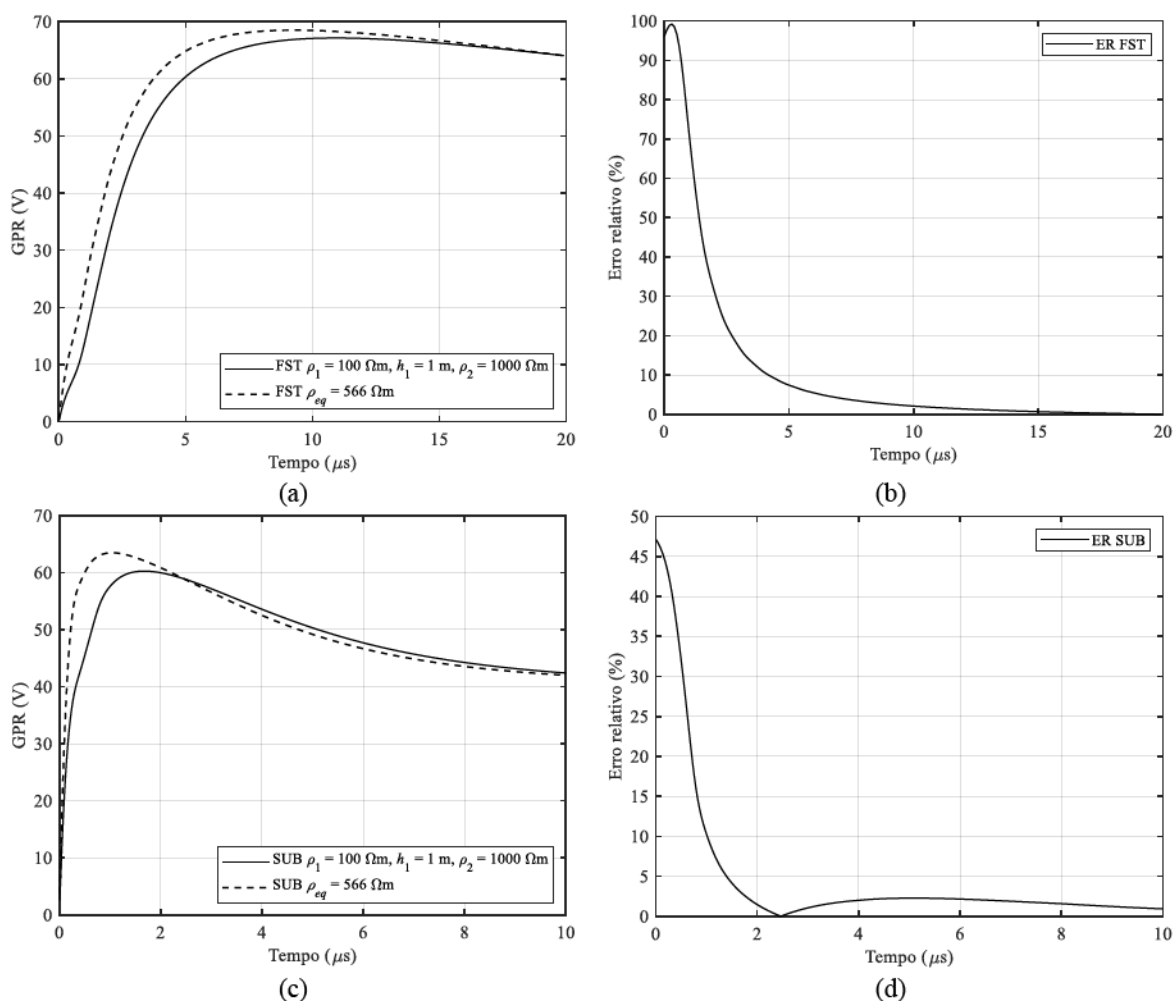
Figura 4.8 – Eletrodo horizontal de 90 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) GPR e (b) os valores obtidos para ER .



Fonte: Dados da pesquisa.

Os exemplos de solo assumidos indicam a rejeição da generalidade de uso do meio equivalente homogêneo e a ideia de que, para condições práticas, eletrodos horizontais e, provavelmente, cabos contrapesos apresentem pouca influência da estratificação do meio em caráter impulsivo. Para a condição investigada em que $\rho_2 < \rho_1$, os erros entre as estimativas são mais evidentes. A permissividade elétrica mais elevada da segunda camada em relação à primeira não é capaz de ser reproduzida pelo meio uniforme, o que implica na atenuação dos efeitos capacitivos na resposta de $Z(\omega)$ na Figura 4.4. É claro que outros valores de h_1 e relações entre ρ_1 e ρ_2 , com $\rho_2 < \rho_1$, podem diminuir ER em relação ao caso específico do solo B, porém o resultado sugere uma menor chance de sucesso do procedimento para tais condições em comparação a situações com $\rho_2 > \rho_1$. A Tabela 4.2 indica para o solo B, um caso extremo medido e reportado em (TRANSMINEIRA, 2007), $ER > 10\%$ para primeiras correntes e um valor de Z_{PSUB} 24,6% superior a condição de solo estratificado, o que tende a inviabilizar o emprego de

Figura 4.9 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado A e em seu equivalente uniforme: (a) GPR e (b) os valores obtidos para ER.



Fonte: Dados da pesquisa.

meios equivalentes uniformes. Uma característica dos resultados é a superestimação da impedância impulsiva por meio do uso do meio uniforme equivalente e, assim, dependendo do foco do projeto, seu uso pode ser aceitável, já que as soluções tendem a ser conservativas. Caso o comportamento transitório completo do aterramento seja necessário, isto é, Z_P seja uma aproximação muito grosseira para o problema, avaliar a malha em solo estratificado é o procedimento indicado, já que os erros associados ao meio equivalente homogêneo são muito pronunciados para as condições avaliadas.

É de interesse reforçar os resultados obtidos neste Capítulo por meio da comparação com experimentos, o que é efetuado na próxima Seção.

Figura 4.10 – Eletrodo vertical de 10 m de comprimento e $a = 5$ mm inserido no solo estratificado B e em seu equivalente uniforme: (a) GPR e (b) os valores obtidos para ER.

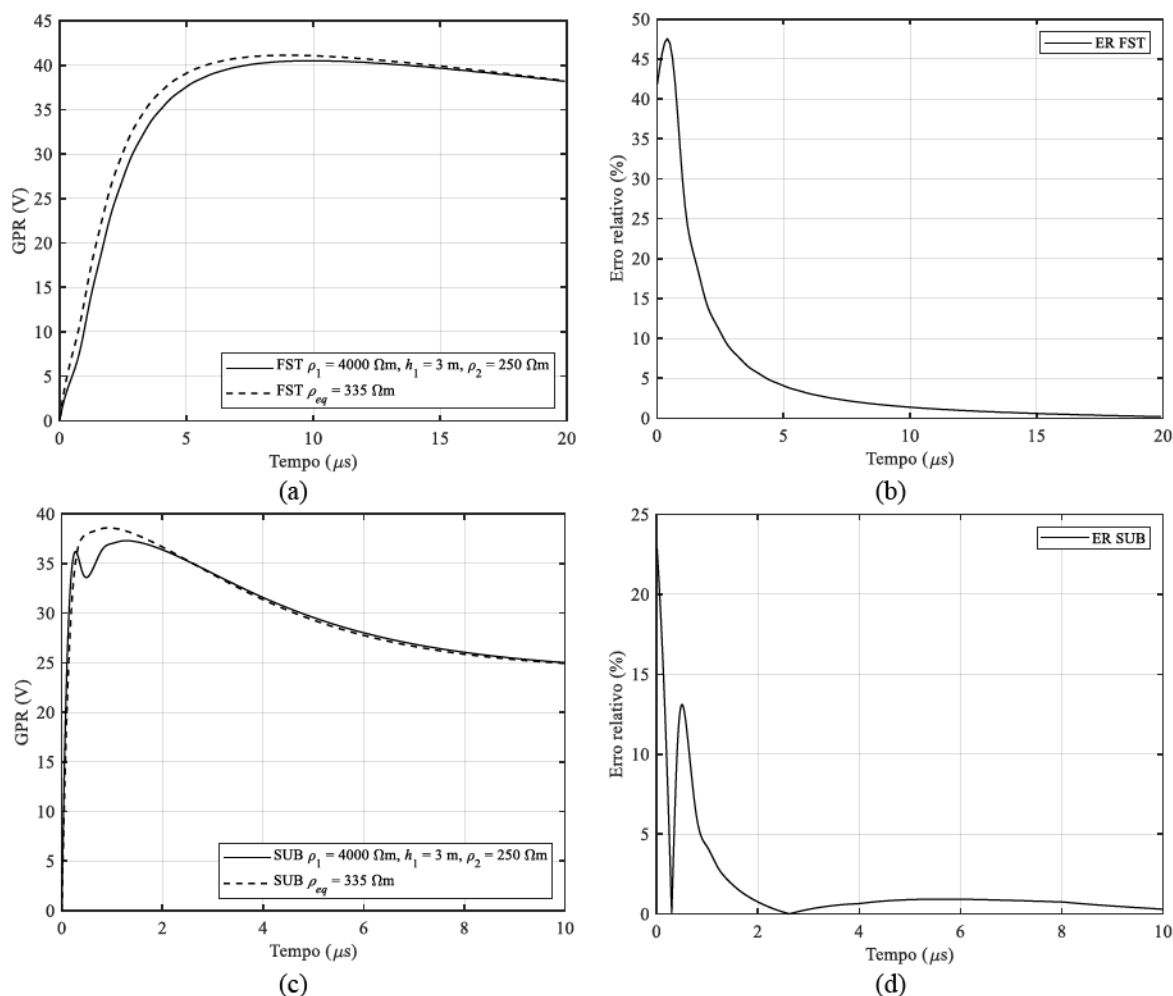


Tabela 4.2 – Impedância impulsiva de primeiras correntes e subsequentes para eletrodos verticais e horizontais em solos uniformes equivalentes a estratificados em duas camadas

Solo A: $\rho_1 = 100 \Omega m, h_1 = 1 m, \rho_2 = 1000 \Omega m$							
Eletrodo horizontal com $l = 30 m, D = 50 cm$ e $a = 5 mm$				Eletrodo vertical com $l = 10 m$ e $a = 5 mm$			
Parâmetro	Solo original	Solo uniforme	ER	Parâmetro	Solo original	Solo uniforme	ER
$Z_{PFST} (\Omega)$	17,51 Ω	17,87 Ω	2,01%	$Z_{PFST} (\Omega)$	67,14 Ω	68,51 Ω	2,00%
$Z_{PSUB} (\Omega)$	22,29 Ω	28,63 Ω	22,9%	$Z_{PSUB} (\Omega)$	60,26 Ω	63,48 Ω	5,08%
Solo B: $\rho_1 = 4000 \Omega m, h_1 = 3 m, \rho_2 = 250 \Omega m$							
Eletrodo horizontal com $l = 90 m, D = 50 cm$ e $a = 5 mm$				Eletrodo vertical com $l = 10 m$ e $a = 5 mm$			
Parâmetro	Solo original	Solo uniforme	ER	Parâmetro	Solo original	Solo uniforme	ER
$Z_{PFST} (\Omega)$	47,18 Ω	52,46 Ω	10,1%	$Z_{PFST} (\Omega)$	40,50 Ω	41,11 Ω	1,48%
$Z_{PSUB} (\Omega)$	62,19 Ω	77,48 Ω	24,6%	$Z_{PSUB} (\Omega)$	37,30 Ω	38,58 Ω	3,32%

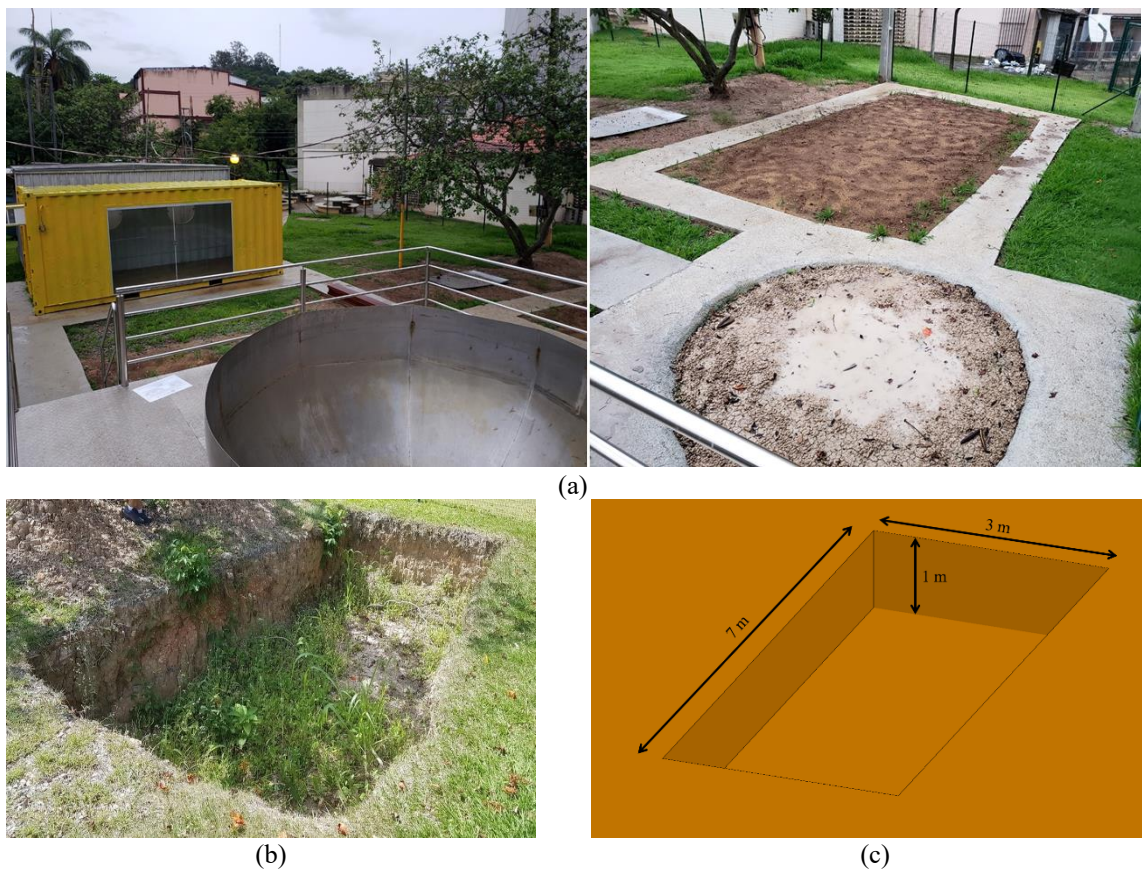
Fonte: Dados da pesquisa

4.4 Verificação dos resultados obtidos com experimento realizado em escala reduzida

Embora os resultados indicados na Seção 4.2 sejam coerentes do ponto de vista físico do problema, devem ser suportados por meio de dados experimentais. Desta forma, é possível conciliar prática com teoria e sustentar as conclusões fornecidas pelo trabalho.

Um estudo preliminar, em escala reduzida, foi realizado nas proximidades do galpão do LEAT, no dia 15 de janeiro de 2020, em um laboratório denominado LEAT-MR, para experimentos de modelos reduzidos. Ilustrações do local são apresentadas na Figura 4.11, que conta com uma cuba hemisférica de aço inoxidável de 3 m de diâmetro e outra artificial, escavada no terreno, de mesmo diâmetro, e preenchida por bentonita. Outra abertura no terreno, denominada piscina, apresenta formato de paralelepípedo e dimensões de 7x3x1 m, sendo preenchida por um solo estratificado em duas camadas.

Figura 4.11 – (a) Fotografias do LEAT-MR, (b) construção e (c) dimensões da piscina.



Fonte: Dados da pesquisa

Com o solo do local estimado em $100 \Omega\text{m}$ de resistividade, uma haste de 1,5 m e raio igual a 0,8 cm foi instalada no interior da piscina. Por penetrar as duas camadas do interior do local, além da terceira camada relacionada ao solo de $100 \Omega\text{m}$ do terreno, foi realizada uma aproximação da resistividade elétrica percebida pelo eletrodo. O solo estratificado em duas camadas aproximado possui $\rho_1 = 550 \Omega\text{m}$, $h_1 = 0,95 \text{ m}$ e $\rho_2 = 250 \Omega\text{m}$.

O experimento é ilustrado na Figura 4.12 e, para um pulso de corrente com frente de onda de 250 ns, resulta na curva de GPR apresentada na Figura 4.13, a qual inclui a simulação no programa HFSS com e sem $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ relacionado aos valores médios de (ALIPIO; VISACRO, 2014). No caso de parâmetros constantes do solo, considerou-se $\varepsilon_{r1} = \varepsilon_{r2} = 40$.

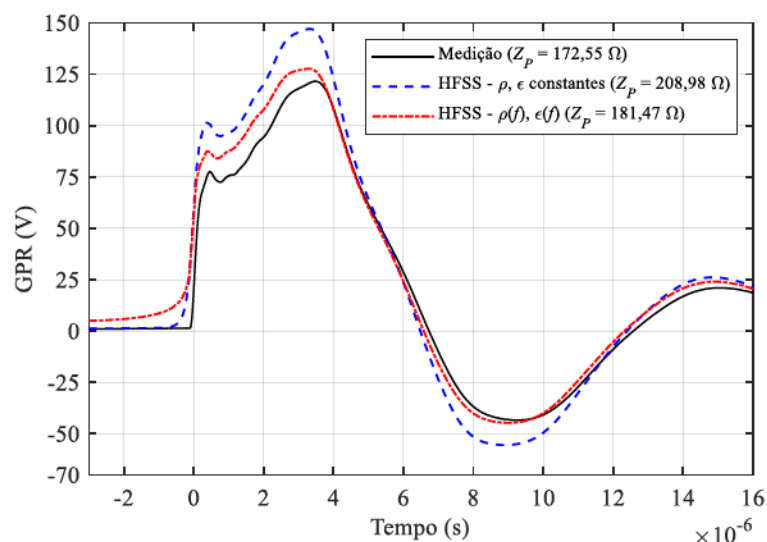
Figura 4.12 – Experimento realizado com haste de 1,5 m de comprimento no LEAT-MR.



Fonte: Dados da pesquisa

A Figura 4.13 demonstra uma grande similaridade entre as curvas de GPR resultantes da medição e da simulação com o programa HFSS. Uma superestimação de Z_P é percebida pelas simulações, sendo 21,1% superior a medição ao se considerar parâmetros do solo constantes. Para a representação mais fidedigna do solo, com $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$, a diferença é de apenas 5,1% supondo o parâmetro Z_P , o que suporta o uso da variação dos parâmetros do solo na frequência e a precisão do programa HFSS.

Figura 4.13 – Curva do GPR medido no experimento e simulado no programa HFSS.



Fonte: Dados da pesquisa

4.5 Considerações finais

Este capítulo apresentou um estudo sobre a variação da resistividade e permissividade elétrica do solo na frequência para o caso de meios estratificados. Admitindo um modelo mais recente para definir o comportamento de $\rho(f)$ e $\epsilon(f)$, análises e deduções foram empregadas para compreender a maneira mais adequada de considerar tais parâmetros nas condições de interesse do trabalho.

Como principais conclusões, as expressões para $\rho(f)$ e $\epsilon(f)$ devem ser aplicadas de forma individual para cada camada do solo e, supondo $Z(\omega)$ e GPR como os parâmetros de referência e a técnica apresentada na tese, empregar um meio equivalente homogêneo para resolver o problema não é indicado. Diferenças muito significativas entre as estimativas para o solo original e o equivalente uniforme são observadas e apenas alguns casos com foco em Z_P podem ser bem reproduzidos pela técnica que simplifica o meio do problema. Em complemento, parâmetros associados à característica transitória do aterramento elétrico costumam ter valores superestimados por meio do solo equivalente uniforme, resultando em análises muito conservativas.

Um experimento realizado em escala reduzida sustenta os resultados e dedução efetuada no Capítulo, reforçando a hipótese de variação de $\rho(f)$ e $\epsilon(f)$ de forma individual para cada camada do solo.

A próxima etapa consiste na verificação das características da malha com eletrodos verticais propostas na tese, suas vantagens e desvantagens em relação à configuração tradicional de torres em LT e resultado de simulações para parâmetros práticos na análise de linhas, assumindo solos similares aos medidos em torres de um LT existente no estado de Minas Gerais.

Capítulo 5

COMPARAÇÃO DE CONFIGURAÇÕES CONSTITUÍDAS POR ELETRODOS VERTICAIS PROFUNDOS COM MALHAS DE ATERRAMENTO TÍPICAS DE TORRES EM LT

5.1 Introdução

Este capítulo constitui um estudo sobre a malha composta por eletrodos verticais proposta. Resistência de aterramento, impedância impulsiva, comprimento efetivo e comparação com configurações típicas de torres em LT com valores equivalentes são analisados para verificar as vantagens e desvantagens da opção pela malha apresentada na tese. Em acréscimo, um estudo de caso para a LT de 230 kV Irapé – Araçuaí 2 é efetuado, com foco na impedância impulsiva frente à incidência direta de descargas atmosféricas.

5.2 A malha constituída por eletrodos verticais proposta

5.2.1 Considerações técnicas sobre a malha proposta

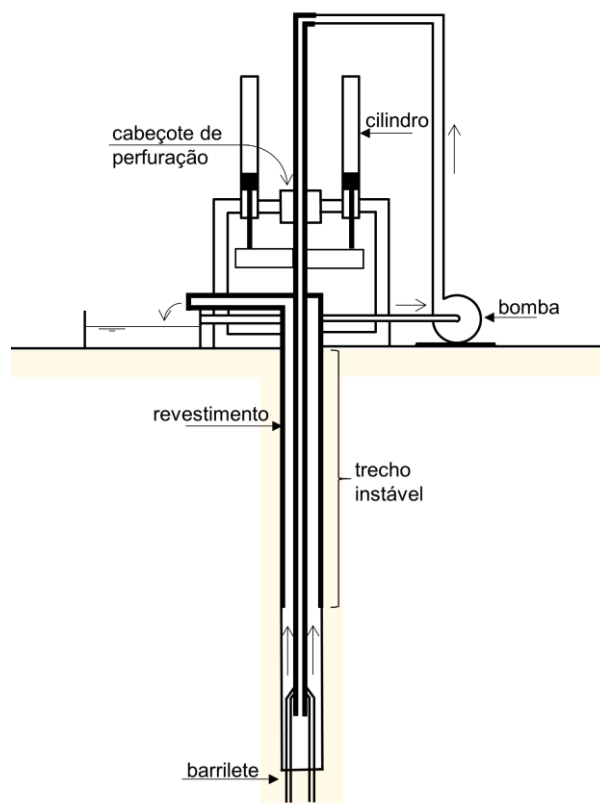
A malha proposta, como indicado na Introdução, substitui os cabos contrapesos usuais em torres de LT por eletrodos verticais profundos para alcançar valores de resistência de aterramento ou impedância impulsiva dificilmente obtidos por meio da opção por eletrodos horizontais. Tais condições englobam solos de alta resistividade e, sobretudo aqueles em que $\rho_2 < \rho_1$, a escolha pela malha vertical pode ser muito interessante por conta de suas características a serem apresentadas ao longo deste capítulo.

Cabos contrapesos costumam ser instalados à profundidade de 20 cm até, em casos muito específicos, 1 m (GRUBBSTROM, 2011; NOGUEIRA, 2002). Assim, para solos estratificados em duas camadas e $\rho_2 < \rho_1$, esse tipo de configuração de aterramento apresenta certa dificuldade para se beneficiar da menor resistividade da segunda camada a fim de se alcançar menores valores de resistência de aterramento e impedância impulsiva.

O mercado oferece equipamentos capazes de realizar perfurações no solo com comprimento e diâmetro compatíveis para o uso de eletrodos verticais profundos. Se for necessário atravessar rochas no caminho da perfuração, o uso de equipamentos utilizados em sondagens rotativas pode ser uma opção adequada para o procedimento. Por meio de um mecanismo motomecanizado, uma haste com coroa diamantada realiza a perfuração, que pode ter seu comprimento total incrementado por meio do rosqueamento de nova haste de perfuração. Os barriletes são tubos ocos que recebem as amostras de solo obtidas nas sondagens, denominadas testemunho, e é comum que a etapa inicial da perfuração seja recoberta por revestimentos cilíndricos metálicos, cuja função é evitar a queda do solo nas laterais do chamado trecho instável do furo, como ilustrado na Figura 5.1. As coroas e revestimentos apresentam diâmetro similar ao apresentado na Tabela 5.1, sendo possíveis perfurações acima de 100 m de comprimento em sondas rotativas de pequeno porte. Como exemplo, o modelo SS15, da fabricante Sondeq, apresenta motor Agrale M95W a óleo diesel de, aproximadamente, 17 cv. Com 1,2 m de largura, 1,75 m de comprimento, 1,42 m de altura e 600 kg de massa, vide Figura 5.2, possui dimensões compactas que facilitam seu uso em campo associado a uma caminhonete, por exemplo.

Consultas a empresas do ramo indicam o valor médio de R\$ 50,00 por metro perfurado por meio da sondagem rotativa, com profundidade mínima de 30 m no total – tal valor inclui a

Figura 5.1 – Diagrama esquemático de uma sondagem rotativa.



Fonte: Adaptado de (MOURA, 2016)

Tabela 5.1 – Dimensões da coroa e revestimento empregados na sondagem rotativa.

Coroa			Revestimento			
Diâmetro do furo (mm)	Diâmetro da perfuração (mm)	Diâmetro do testemunho (mm)	Tamanho (mm)	Diâmetro externo (mm)	Diâmetro interno (mm)	Peso (kg/m)
EX	37,7	21,4	---	---	---	---
AX	48,0	30,1	EX	46,0	38,1	4,1
BX	60,0	42,0	AX	57,2	48,4	4,5
NX	75,5	54,0	BX	73,0	60,3	9,0
HX	99,2	76,2	NX	88,9	76,2	11,8
AQ	48,0	27,0	EX	46,0	38,1	4,1
BQ	60,0	36,5	AX	57,2	48,4	4,5
NQ	75,7	47,6	BX	73,0	60,3	9,0
HQ	96,0	63,5	NX	88,9	76,2	11,8

Fonte: Modificado de (GONZÁLEZ DE VALLEJO, 2012)

amostragem do solo, algo desnecessário para o aterramento e que permite a diminuição do valor do serviço. Assim, para uma malha constituída por quatro eletrodos verticais de 25 m, resultaria em um investimento estimado em R\$ 5.000,00, o qual deve considerar ainda o custo dos condutores e sua instalação próximo a fundação da torre da LT, bem como sua conexão elétrica

Figura 5.2 – Sonda rotativa Sondeq SS15.



Fonte: (SONDEQ, 2020)

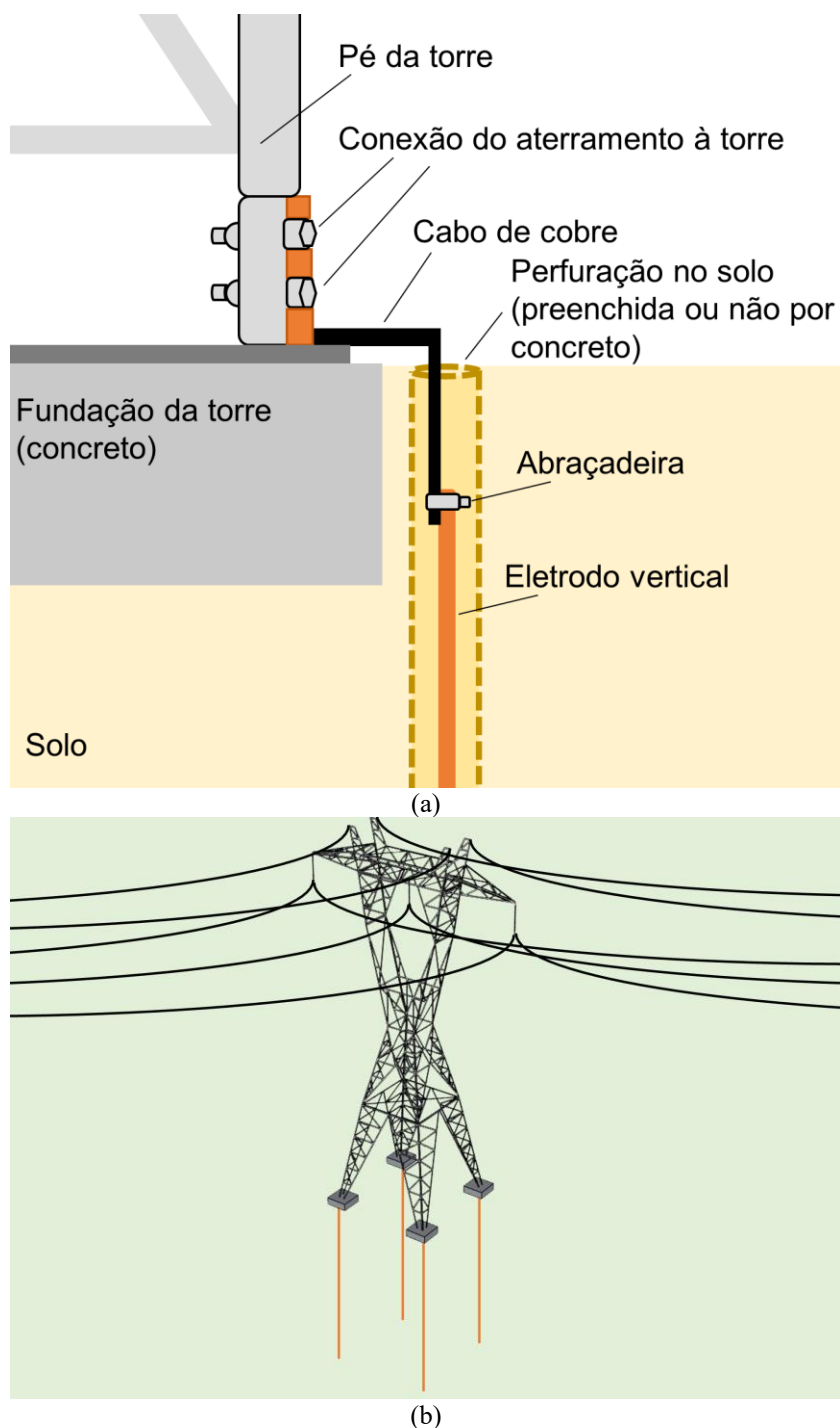
à estrutura metálica. Outra adição possível é a injeção de concreto como revestimento dos eletrodos na perfuração, procedimento que permite a diminuição da resistência e impedância harmônica de aterramento por conta de suas propriedades hidrófilas (ANDROVITSANEAS; GONOS; STATHOPULOS, 2017). Tal procedimento, assumindo o diâmetro EX da Tabela 5.1, demandaria 0,17 m³ de concreto e um custo estimado em R\$ 47,50 para valores da Sudecap do mês de maio de 2020 – R\$ 285,60/m³ de concreto usinado para fundações, com especificações superiores às requisitadas para o aterramento (SUDECAP, 2020).

O valor total do procedimento aparenta ser competitivo, visto que cada dispositivo para-raios aplicado à uma das fases de uma LT, considerando as planilhas de apoio da ANEEL para junho de 2020 e região sudeste, pode atingir preços estimados em R\$ 21.458,98 para 138 kV, R\$ 35.228,44 para 230 kV, R\$ 52.212,45 para 345 kV e R\$ 74.843,92 para 500 kV (EPE, 2020). Deve-se ressaltar que os valores apresentados não incluem instalação e são médios, podendo sofrer variações em função do câmbio e impostos.

A malha final é ilustrada na Figura 5.3, a qual detalha sua conexão ao pé da torre e sua disposição final no solo. Reitera-se que os eletrodos verticais podem ser empregados em conjunto com os cabos contrapesos, com o objetivo de aumentar o desempenho do aterramento de torres instaladas em LT ou mesmo auxiliar na obtenção de menores resistências e impedâncias impulsivas em casos específicos.

Um aspecto adicional do uso de eletrodos verticais é a maior dificuldade de os

Figura 5.3 – (a) Malha final instalada na torre de LT e (b) detalhes de sua conexão à estrutura.



Fonte: Modificado de (FINK; BEATY, 2000)

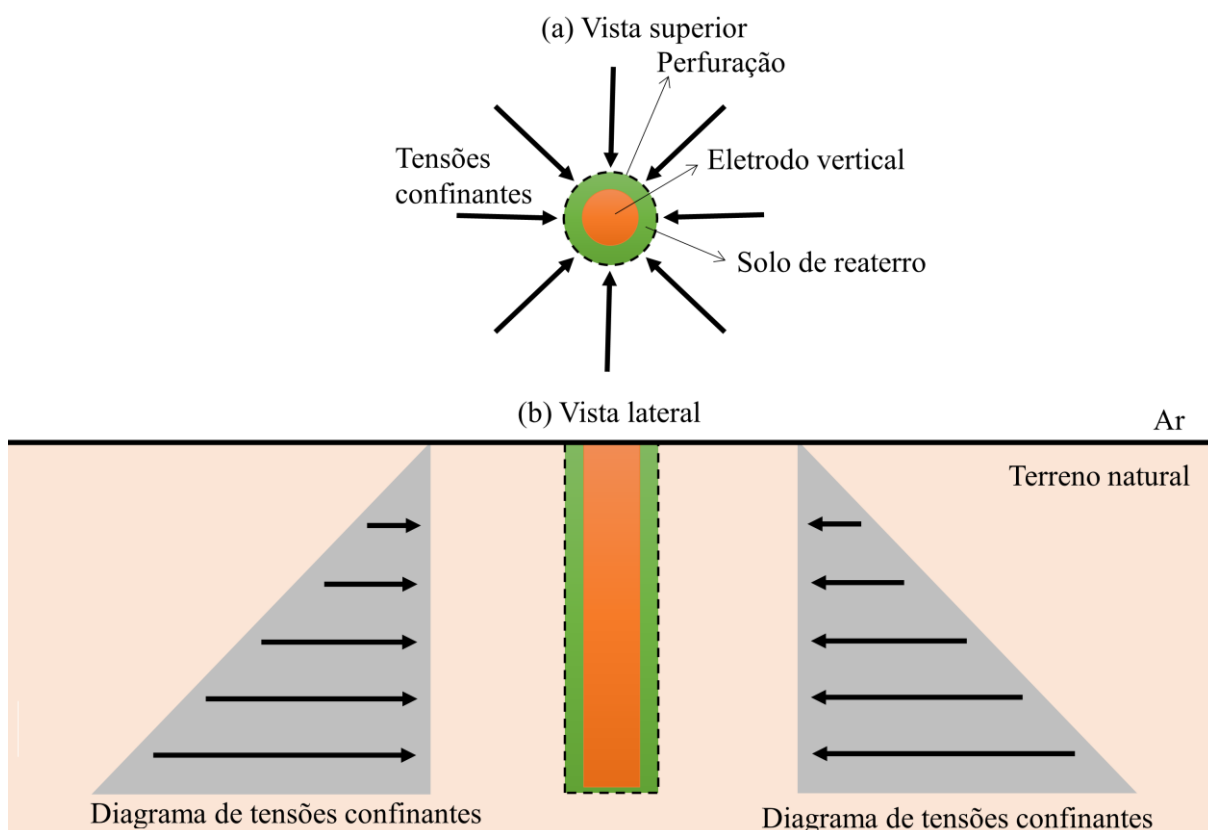
condutores serem removidos por motivo indevido, como em casos de furto. Eletrodos horizontais, instalados, em média, a cerca de 50 cm de profundidade, podem ser facilmente acessados por meio de ferramentas simples, como pás, enxadas e picaretas. Caso a conexão elétrica entre a torre e o condutor seja desfeita, o eletrodo pode ser removido em partes após a retirada do solo que o circunda.

O uso de eletrodos verticais permite o emprego de mecanismos de proteção na extremidade superior do condutor, como a utilização do concreto como meio impeditivo de acesso ao material. Cercas ou gaiolas nas delimitações do aterramento são outras possibilidades, já que a área em planta a ser protegida é pequena.

Se, ainda assim, o aterramento for acessado, sua retirada é complicada. Por meio de conceitos práticos e teóricos de mecânica dos solos para perfurações e escavações, alguns deles tratados em (HACHICH *et al.*, 1998), pode-se inferir que a força de atrito atuante no condutor, na tentativa de removê-lo, torna-se significativa com a consolidação do solo de contato. A perfuração realizada na instalação do eletrodo vertical tende a reduzir seu diâmetro com o passar do tempo por conta do efeito de confinamento resultante da atuação de esforços horizontais (radiais) do terreno natural. O peso próprio apresenta-se como outro fator limitante na tentativa de remoção do eletrodo.

Um exemplo de distribuição das tensões confinantes sobre o eletrodo vertical é ilustrado na Figura 5.4.

Figura 5.4 – Tensões confinantes sobre uma haste vertical inserida no solo.



Fonte: Dados da pesquisa

O próximo passo envolve o estudo do comportamento da malha em relação a tradicional frente a surtos de frente rápida que podem ocorrer na LT.

5.2.2 Características da malha proposta para transitórios rápidos

É desejável comparar a malha proposta com a convencional constituída por cabos contrapesos para avaliar suas características e possíveis vantagens/desvantagens de seu emprego frente a surtos de interesse relacionados ao desempenho de uma LT. A primeira análise apresenta os resultados de GPR em relação a variação do tempo de frente de um surto com frente rápida. De forma similar a (BATISTA *et al.*, 2019), supõe-se um solo com as características do valor mediano do estado de Minas Gerais: $\rho_1 = 2100 \Omega\text{m}$, $h_1 = 5 \text{ m}$ e $\rho_2 = 900 \Omega\text{m}$, uma malha horizontal composta por cabos contrapesos com $l = 60 \text{ m}$, $a = 5 \text{ mm}$, profundidade $d = 50 \text{ cm}$ e distância entre condutores $D_e = 30 \text{ m}$. A malha vertical apresenta características similares, mas com comprimento $l = 26 \text{ m}$ e distância $D = 13 \text{ m}$ entre condutores, o que implica em um valor similar a resistência de aterramento relativa a malha horizontal – configurações ilustradas na Figura 5.5 e com $R_{LF} \approx 18,2 \Omega$. A variação de $\rho(f)$ e $\epsilon(f)$ com a frequência é considerada por meio dos valores médios de (ALIPIO; VISACRO, 2014) e ondas de corrente unitárias trapezoidais, com tempo de frente t_f variável entre 0,5 e 10 μs são assumidas para compreender o efeito do tempo de frente nas configurações de aterramento. Adiciona-se à análise a definição do parâmetro coeficiente de impulso CI , definido como a razão entre Z_P e R_{LF} :

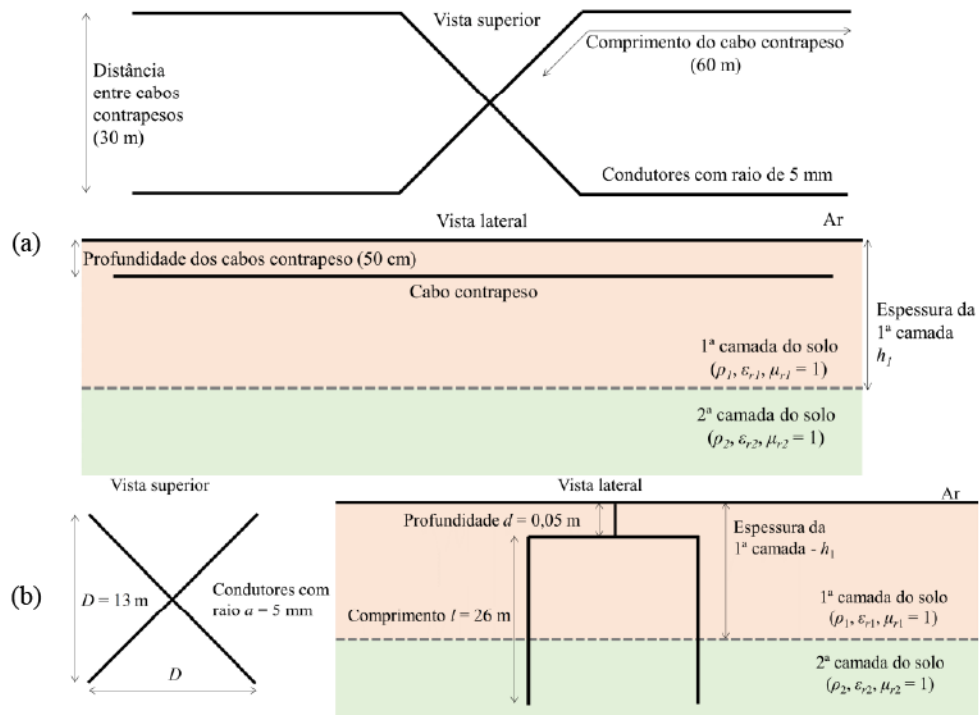
$$CI = Z_P / R_{LF}, \quad (5.1)$$

que apresenta de forma prática a relação entre a impedância impulsiva e a resposta do aterramento em baixas frequências.

Os resultados de $Z(\omega)$ e GPR obtidos por meio do programa HFSS são apresentados na Figura 5.6 e Figura 5.7, enquanto a Tabela 5.2 indica os valores de CI para cada avaliação.

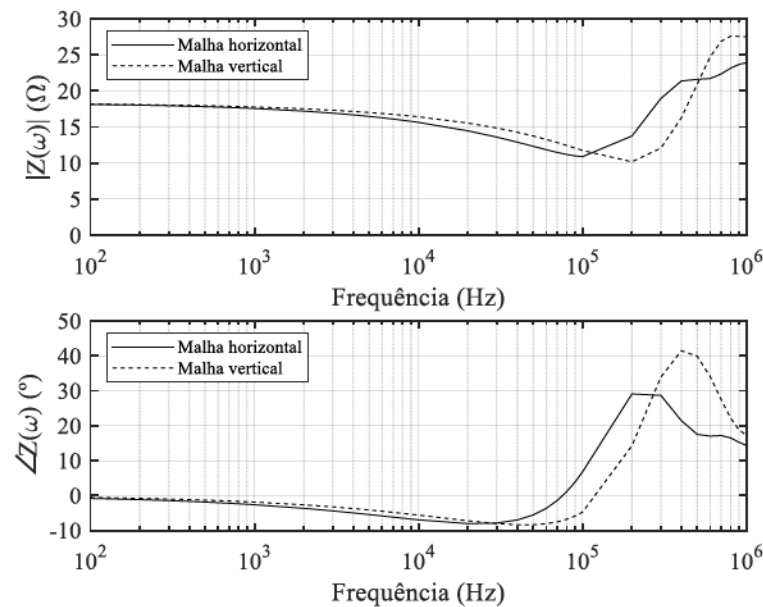
Os resultados indicam um comportamento muito similar entre as malhas, com a vantagem na diminuição de condutores por meio da escolha da configuração vertical – 240 m versus 104 m ou apenas 43,3% do material empregado em relação a malha convencional. Para uma onda de corrente com $t_p = 0,5$ e 1 μs , a malha convencional apresentou menores valores de Z_P e CI , mas com discrepância inferior a 9% no pior caso. Para $t_p = 2 \mu\text{s}$, a malha vertical obteve $Z_P \approx R_{LF}$, enquanto a configuração tradicional apresentou CI 5,7% superior. A partir de $t_p = 3 \mu\text{s}$, todas as configurações apresentam comportamento impulsivo com valor similar ao de surtos associados a baixas frequências.

Figura 5.5 – Configurações das malhas (a) horizontais e (b) verticais empregadas na simulação.



Fonte: Dados da pesquisa

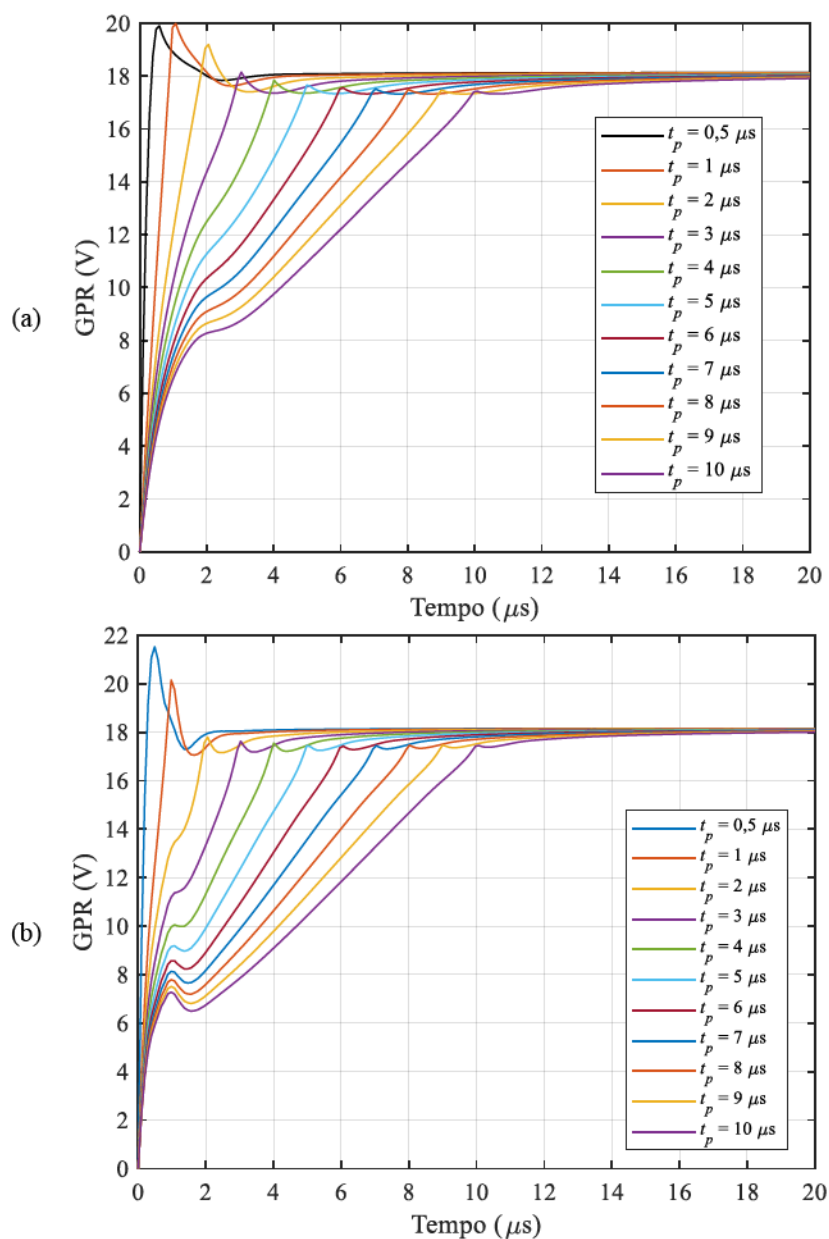
Figura 5.6 – Impedância harmônica de aterramento para a configuração (a) horizontal e (b) vertical de obtida por meio do programa HFSS.



Fonte: Dados da pesquisa

Por empregar o programa HFSS e $\rho(f)$ e $\epsilon(f)$, a característica similar à de uma resistência da malha vertical para transitórios rápidos verificada em (BATISTA *et al.*, 2019) não se repete, o que indica que o uso de parâmetros constantes no solo e a adoção do modelo de LT para a

Figura 5.7 – Curvas de GPR referentes a injeção de correntes unitárias trapezoidais na configuração (a) horizontal e (b) vertical de aterramento e obtidas por meio do programa HFSS.



configuração vertical superestimou o resultado das simulações no trabalho citado, em acréscimo da subestimação do desempenho da malha convencional. A repetição do problema avaliado, mas com Z_P estimado por meio de modelo de LT para a malha vertical e horizontal é apresentada na Tabela 5.3 – emprego das expressões do procedimento LT#4 indicado na Seção 3.4.3. Nota-se que a diferença de CI por meio do método de LT apresenta superestimação no desempenho da malha vertical para $t_p \leq 1 \mu s$ e subestimação para a configuração convencional, o que respalda a afirmação anterior sobre o procedimento em comparação a técnica EMF –

Tabela 5.2 – Comparação de CI e Z_P para as configurações avaliadas por meio do uso do programa HFSS

t_f (μ s)	Z_P para a malha horizontal de 60 m ($R_{LF} = 18,14 \Omega$)	Z_P para a malha vertical de 26 m ($R_{LF} = 18,16 \Omega$)	CI para a malha horizontal de 60 m ($R_{LF} = 18,14 \Omega$)	CI para a malha vertical de 26 m ($R_{LF} = 18,16 \Omega$)	Diferença de CI entre a malha vertical e horizontal
0,5	19,90	21,52	1,10	1,19	8,2%
1,0	19,99	20,15	1,10	1,11	0,9%
2,0	19,19	18,16	1,06	1,00	- 5,7%
3,0	18,15	18,16	1,00	1,00	~ 0%
4,0	18,14	18,16	1,00	1,00	~ 0%
5,0	18,14	18,16	1,00	1,00	~ 0%
6,0	18,14	18,16	1,00	1,00	~ 0%
7,0	18,14	18,16	1,00	1,00	~ 0%
8,0	18,14	18,16	1,00	1,00	~ 0%
9,0	18,14	18,16	1,00	1,00	~ 0%
10,0	18,14	18,16	1,00	1,00	~ 0%

Fonte: Dados da pesquisa

Tabela 5.3 – Comparação de CI e Z_P para as configurações avaliadas por meio do uso de modelo de LT

t_f (μ s)	Z_P para a malha horizontal de 60 m ($R_{LF} = 20,34 \Omega$)	Z_P para a malha vertical de 26 m ($R_{LF} = 18,35 \Omega$)	CI para a malha horizontal de 60 m ($R_{LF} = 20,34 \Omega$)	CI para a malha vertical de 26 m ($R_{LF} = 18,35 \Omega$)	Diferença de CI entre a malha vertical e horizontal
0,5	23,34	20,87	1,15	1,14	- 0,9%
1,0	23,03	20,09	1,13	1,10	- 2,7%
2,0	22,14	18,81	1,09	1,03	- 5,5%
3,0	20,69	18,38	1,02	1,02	~ 0%
4,0	20,34	18,35	1,00	1,00	~ 0%
5,0	20,34	18,35	1,00	1,00	~ 0%
6,0	20,34	18,35	1,00	1,00	~ 0%
7,0	20,34	18,35	1,00	1,00	~ 0%
8,0	20,34	18,35	1,00	1,00	~ 0%
9,0	20,34	18,35	1,00	1,00	~ 0%
10,0	20,34	18,35	1,00	1,00	~ 0%

Fonte: Dados da pesquisa

agora válido também para $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$.

Os resultados apresentados constituem um avanço em relação ao trabalho de (BATISTA *et al.*, 2019) ao compreender como o sistema se comporta em condições mais representativas do solo. Em complemento, é justificada a verificação do comportamento do potencial elétrico promovido no solo por conta da injeção de corrente nas malhas de aterramento consideradas, o que limita a análise por meio do uso do programa HFSS.

O solo mediano apresentado no estado de Minas Gerais, composto por $\rho_1 = 2100 \Omega\text{m}$, $h_1 = 5 \text{ m}$ e $\rho_2 = 900 \Omega\text{m}$ conforme (CEMIG, 1994), é considerado para as simulações a seguir

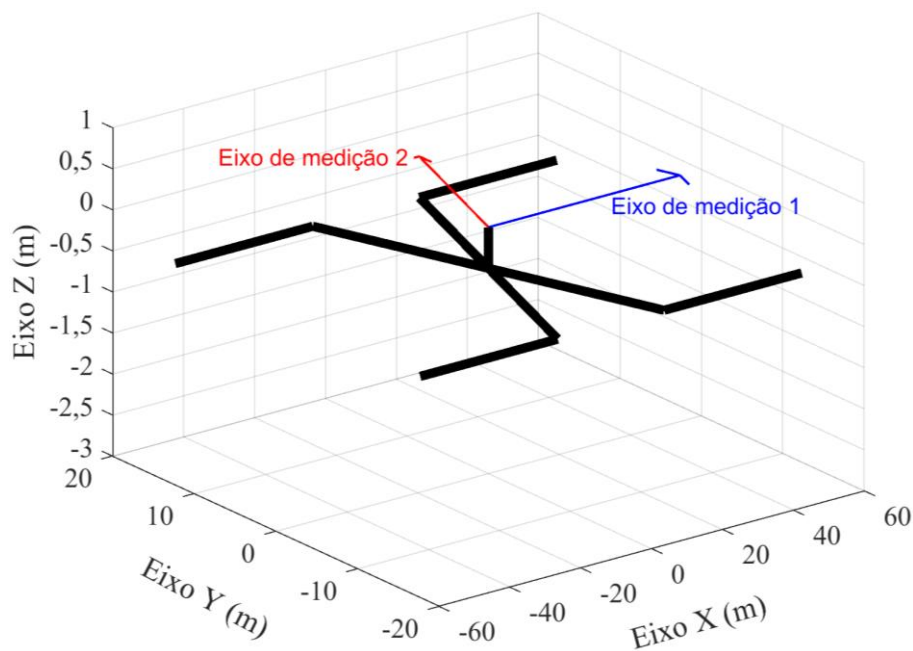
– assumem-se $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ definidos pelos valores médios de (ALIPIO; VISACRO, 2014). Condições relativas à injeção de corrente com amplitude unitária à frequência de 60 Hz e de ondas normalizadas similares a de primeiras correntes e subsequentes são admitidas para verificação do potencial elétrico promovido na superfície do solo para cada geometria avaliada. No caso de curtos-circuitos e incidência direta de descargas atmosféricas, basta multiplicar o valor da corrente desejada aos valores obtidos de potencial elétrico na superfície do solo, o que justifica o uso de tais ondas normalizadas.

As geometrias indicadas na Figura 5.8 até 5.10 explicitam a implementação das configurações de aterramento no programa HFSS, em que todas apresentam centro coincidente à origem do eixo cartesiano. No caso do cabo contrapeso e da malha vertical, as mesmas situações indicadas na Figura 5.5 são reproduzidas, enquanto a configuração híbrida mescla a configuração horizontal com as quatro hastes de 26 m da opção vertical. Esta configuração permite avaliar o uso de eletrodos profundos como complementos a malhas de aterramento já instaladas em LT. Enquanto o potencial elétrico no topo do solo é avaliado para a condição de baixa frequência de $x = -75$ a 75 m e $y = -30$ a 30 m, pontos nos eixos de medição 1 e 2 da Figura 5.8 até 5.10 são definidos para a observação das ondas de frente rápida. O eixo de medição 1 assume $y = 0$ m, enquanto o 2 prevê $y = x$ – valores relativos à diagonal principal da malha vertical são admitidos para os pontos de estimativa do potencial elétrico final. Para $D = 13$ m na Figura 5.5 (b), escolhem-se os pontos posicionados em $x = 0, D/8, D/4, D/2, D, 2D, 5D/2, 5D$ e $10D$.

Para um valor de corrente na malha de aterramento, é possível determinar o potencial elétrico em um ponto do solo, o que resulta no $Z(\omega)$ relativo a região sob estudo. Com o uso da FFT, cada valor de corrente é multiplicado no domínio da frequência por $Z(\omega)$ e a onda de tensão em cada ponto dos eixos de medição é determinada via IFFT.

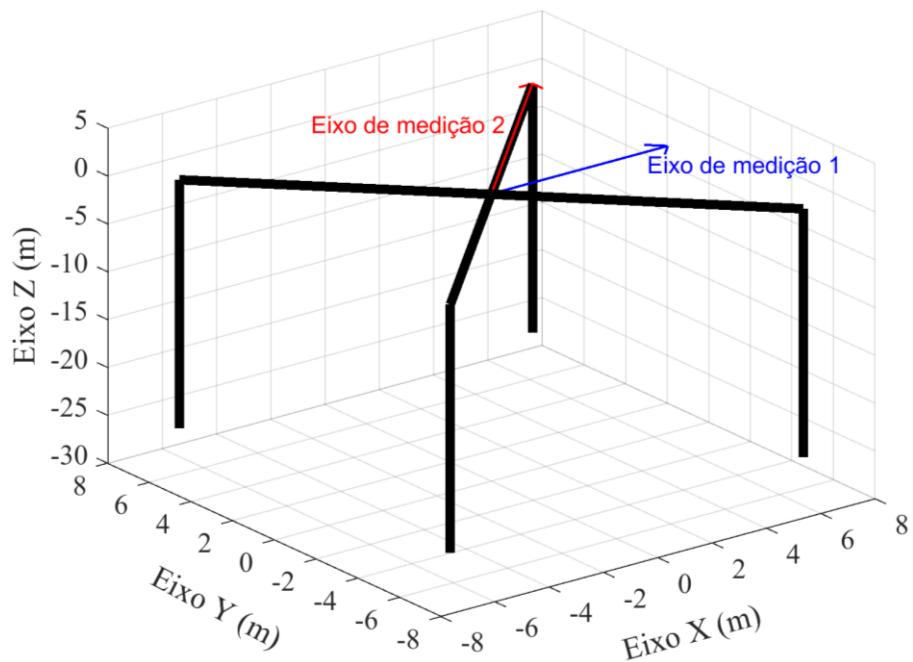
Ao invés de apresentar as ondas de potencial elétrico em cada ponto, optou-se por apresentar apenas seu valor de pico, como realizado em (VISACRO; SARAIVA; SOARES, 1997) – Figura 5.11 a 5.14. Tal procedimento torna muito mais prático a comparação entre as estimativas de cada posição, além do cálculo da diferença relativa ao caso básico da malha convencional horizontal, constituída por cabos contrapesos. Para a avaliação de parâmetros como tensão de toque, passo e transferida, o atraso de tempo entre as ondas de potencial elétrico é pouco relevante e permite a simplificação realizada. Adiciona-se a informação de que as frequências avaliadas por meio da FFT são as mesmas empregadas na Seção 4.3.

Figura 5.8 – Configuração de aterramento composta por cabos contrapesos simulado no programa HFSS para avaliação da distribuição de potencial elétrico na superfície do solo.



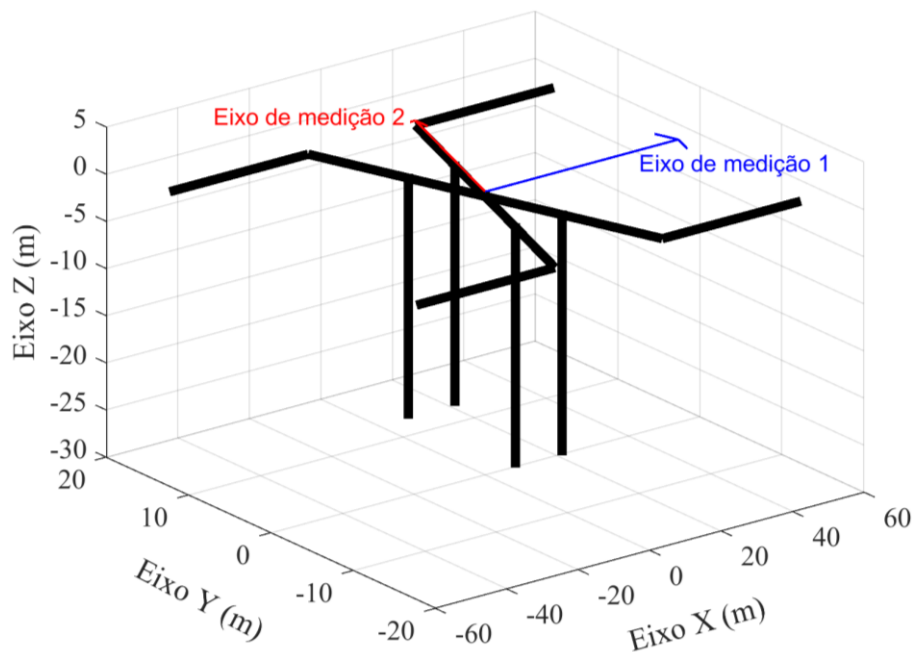
Fonte: Dados da pesquisa

Figura 5.9 – Configuração de malha de aterramento vertical simulado no programa HFSS para avaliação da distribuição de potencial elétrico na superfície do solo.



Fonte: Dados da pesquisa

Figura 5.10 – Configuração de malha de aterramento híbrida simulado no programa HFSS para avaliação da distribuição de potencial elétrico na superfície do solo.

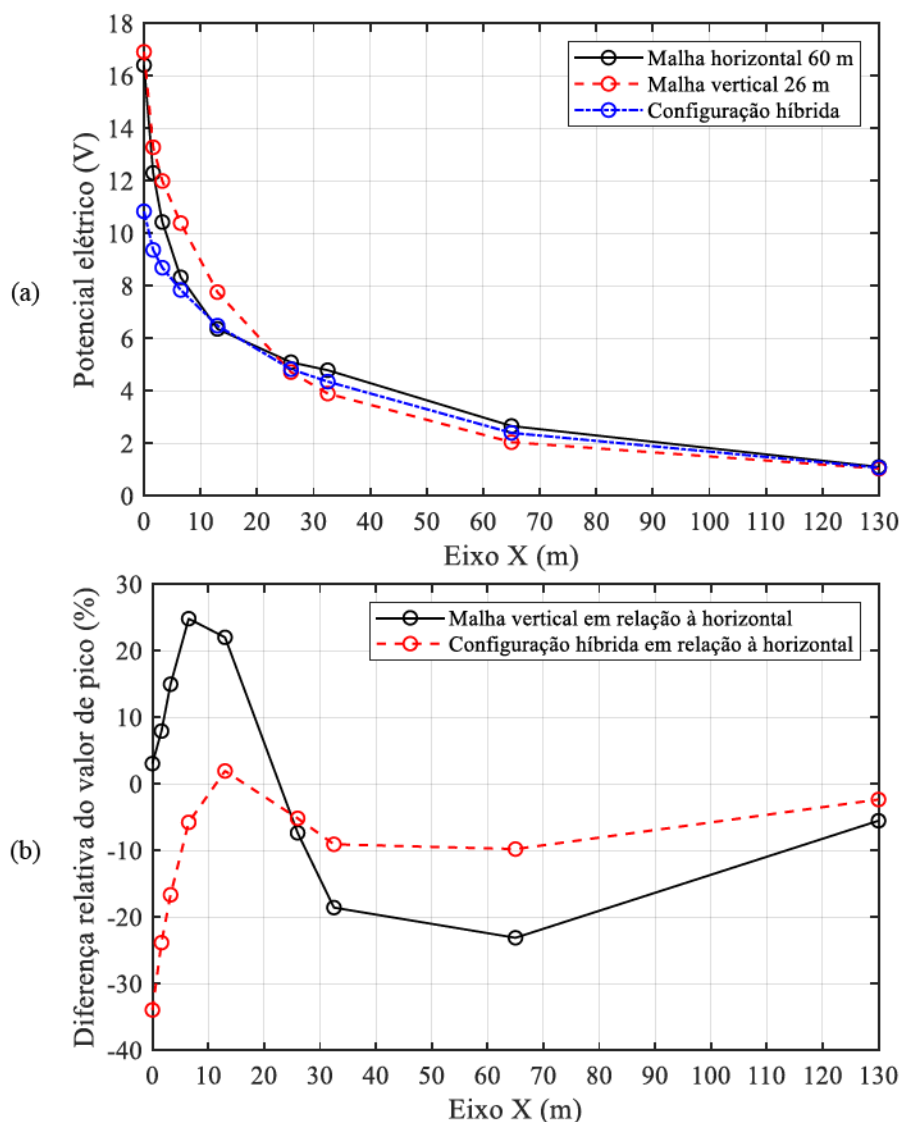


Fonte: Dados da pesquisa

Na região delimitada pelos eletrodos da malha vertical, nota-se da Figura 5.11 até 5.14 que os valores de pico estimados são maiores que o da configuração tradicional de aterramento, especialmente para a condição de primeiras correntes de descargas atmosféricas. Para o eixo de medição 1, potenciais elétricos até 24,8% superiores a configuração composta por cabos contrapesos é observada para primeiras correntes, enquanto a o eixo de medição 2 resulta em aumento próximo a 19,4%. Entretanto, com o distanciamento dos limites dos eletrodos, a malha vertical resulta em diminuições do potencial elétrico de até 23,1% para os eixos indicados na Figura 5.8.

Por ser uma configuração compacta, é possível a utilização da configuração vertical em área muito menor que a malha de aterramento convencional de material para aumentar a resistividade elétrica superficial do solo. Assim, o emprego de cascalho, brita ou concreto pode ser considerado para a atenuação dos potenciais elétricos ao nível do solo, algo interessante para condições de torres de LT instaladas em meios com circulação de pessoas, notadamente o ambiente urbano. Para aterramentos constituídos por cabos contrapesos, tal procedimento pode ser inviável por precisar que uma enorme área do solo ao redor da malha seja coberta pelos materiais mencionados. Se o solo apresentar estratificação em que $\rho_2 < \rho_1$, as vantagens da malha vertical se tornam ainda mais evidentes, já que a configuração se torna mais simplificada para projetar do que a opção horizontal.

Figura 5.11 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 1 – onda de corrente similar a primeiras descargas: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.

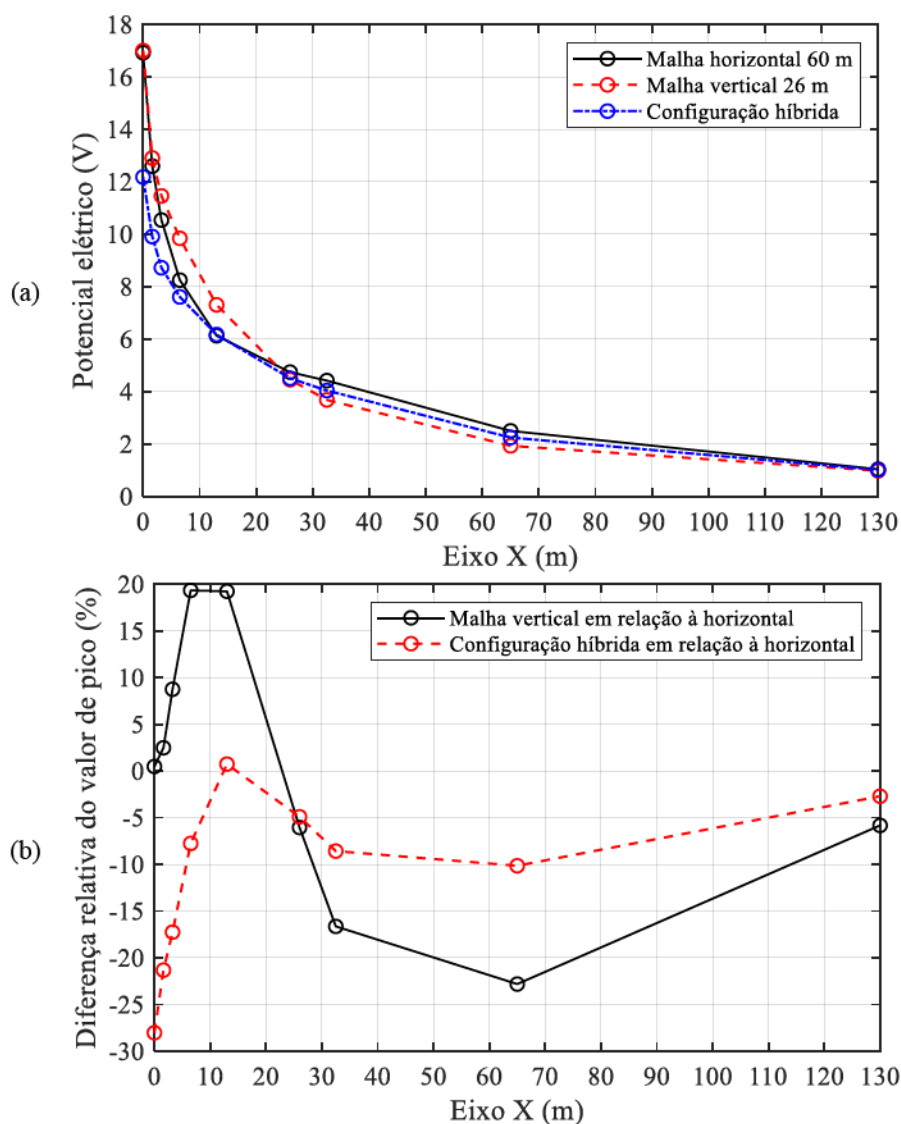


Fonte: Dados da pesquisa

A avaliação de correntes similares às descargas subsequentes indica características ainda mais interessantes para a opção vertical, já que os valores de pico de potencial elétrico, que podem ser superiores à malha horizontal em até 30%, se concentram a 6,5 m de distância do centro do aterramento. A partir desta distância, todos os valores de tensão observados são menores para a configuração proposta no trabalho.

Como complemento às informações anteriores, deve-se notar que a profundidade dos eletrodos horizontais nas diagonais da configuração vertical, como ilustrado na Figura 5.9, tendem a superestimar os valores de tensão calculados nos eixos de medição das simulações. É possível empregar profundidades para tais condutores similares aos eletrodos horizontais da

Figura 5.12 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 2 – onda de corrente similar a primeiras descargas: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.

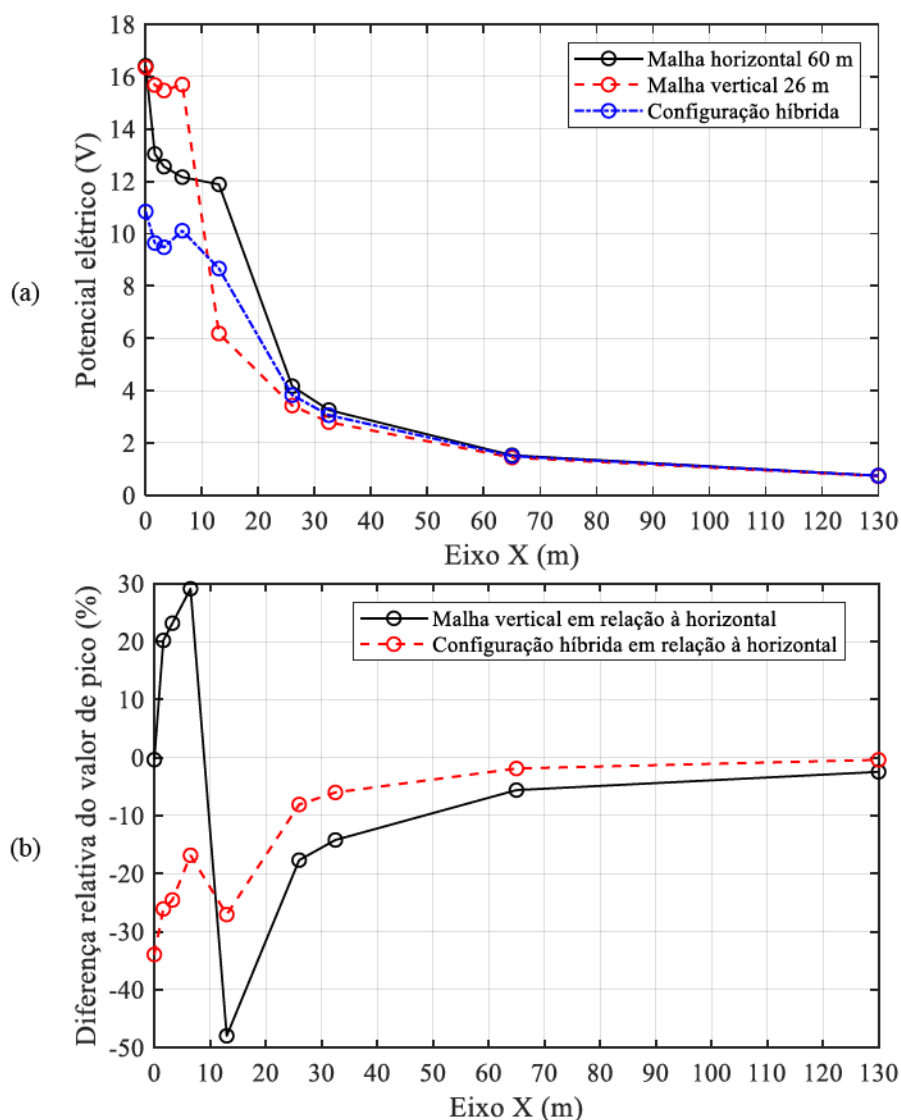


Fonte: Dados da pesquisa

configuração convencional, o que tende a aproximar os valores de potencial elétrico observado na região interna às delimitações do aterramento. Conclui-se, portanto, que as condições avaliadas na Figura 5.11 a 5.14 para a malha vertical são críticas, constituindo uma cota superior aos valores de potencial elétrico que tendem a ser observados na prática caso a configuração proposta seja adotada.

Caso eletrodos verticais profundos sejam empregados como elementos auxiliares na diminuição de Z_P ou do potencial elétrico desenvolvido no solo de aterramentos instalados em torres de LT em sua configuração tradicional, observa-se que o procedimento apresenta eficiência no objetivo essencialmente na região interior à sua conexão. Para o eletrodo

Figura 5.13 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 1 – onda de corrente similar a descargas subsequentes: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.

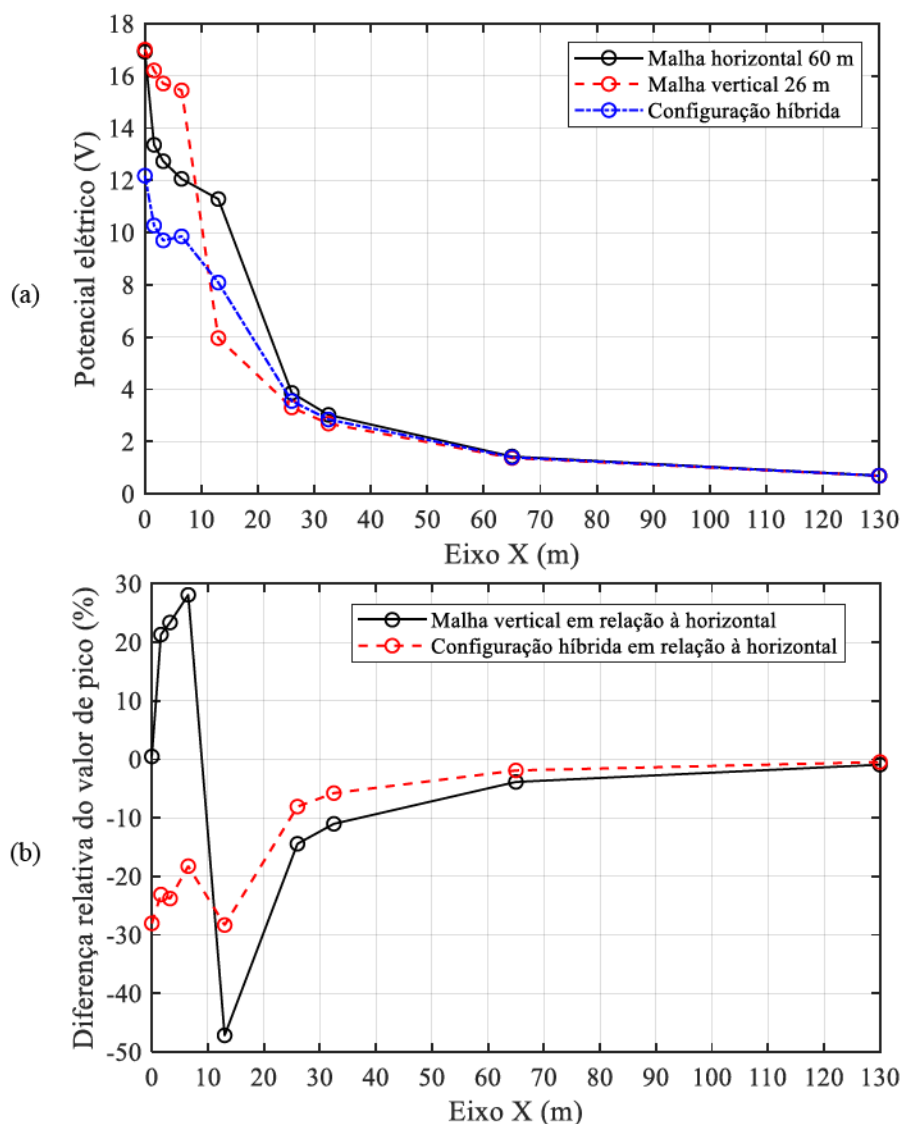


Fonte: Dados da pesquisa

vertical instalado a 6,5 m, todos os pontos do centro do aterramento até essa distância apresentam atenuação do potencial elétrico desenvolvido no solo de até 30%, em média, para as simulações realizadas. A partir de 6,5 m, o potencial elétrico permanece inferior à configuração inicial de aterramento, mas a diminuição se torna bem menos expressiva. Novamente, nota-se um impacto maior na diminuição dos potenciais elétricos ao nível do solo para descargas subsequentes.

Como última avaliação, o potencial elétrico promovido na superfície do solo por uma corrente unitária à frequência de 60 Hz que circula no aterramento é ilustrado na Figura 5.15 até 5.17.

Figura 5.14 – Ondas de tensão resultantes em cada posição do eixo de medição 2 – onda de corrente similar a descargas subsequentes: (a) seus valores de pico e (b) suas diferenças relativas ao caso da configuração horizontal.

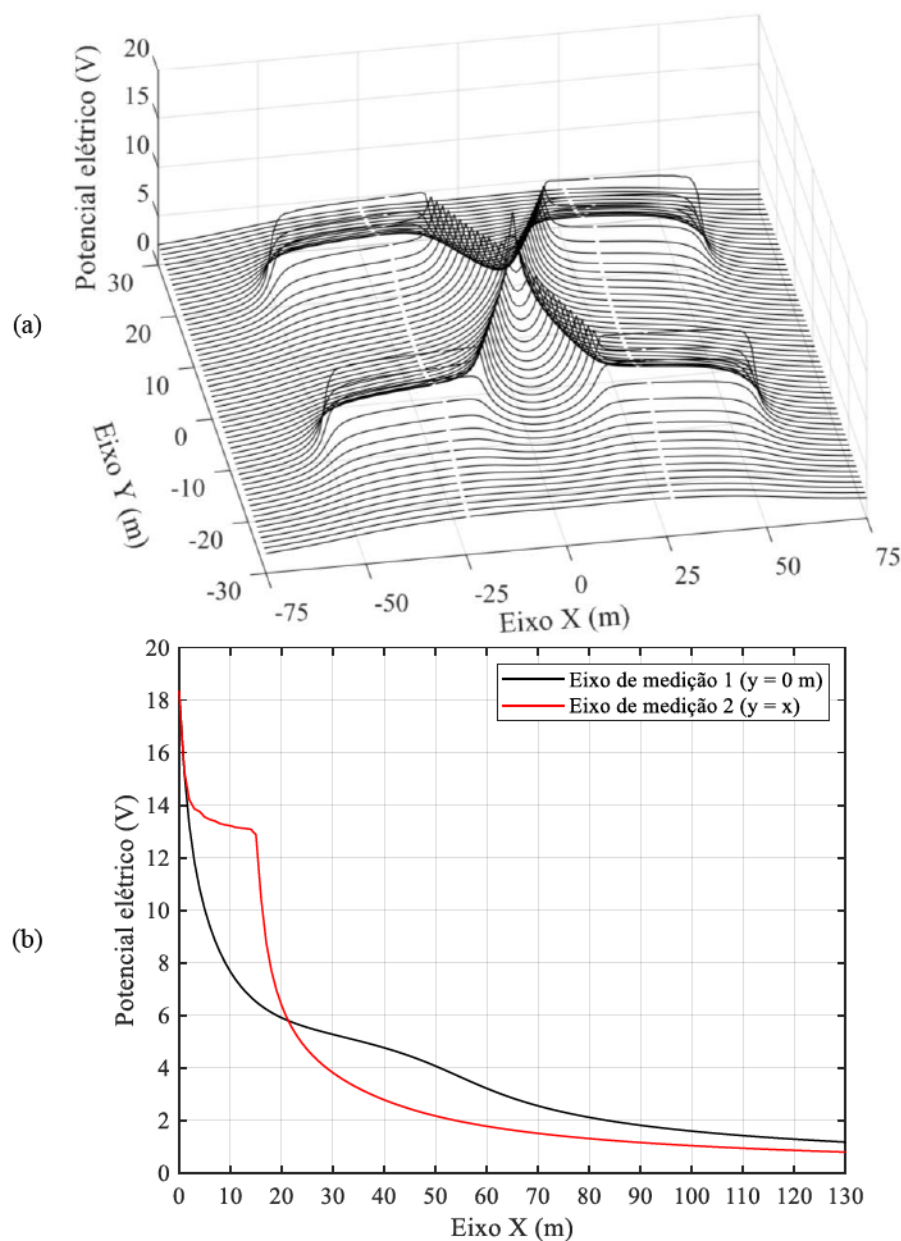


Fonte: Dados da pesquisa

Todos os gráficos apresentam a mesma tendência esperada de diminuição do potencial elétrico com o aumento da distância ao ponto central do aterramento. Para o eixo de medição 1, nota-se um decaimento mais abrupto do valor do potencial elétrico para a configuração convencional em relação a malha vertical, aparentemente por conta da influência dos cabos contrapesos eletrizados e paralelos à faixa de servidão para a faixa de distância até 10 m. De 10 a 20 m, os valores se tornam bem similares, com o aparecimento de um certo platô de 20 a 60 m na malha convencional por conta da extensão dos cabos contrapesos. Para distâncias superiores a 100 m, os perfis de potencial elétrico se tornam equivalentes.

No caso do eixo de medição 2, o potencial elétrico se mantém sem alterações

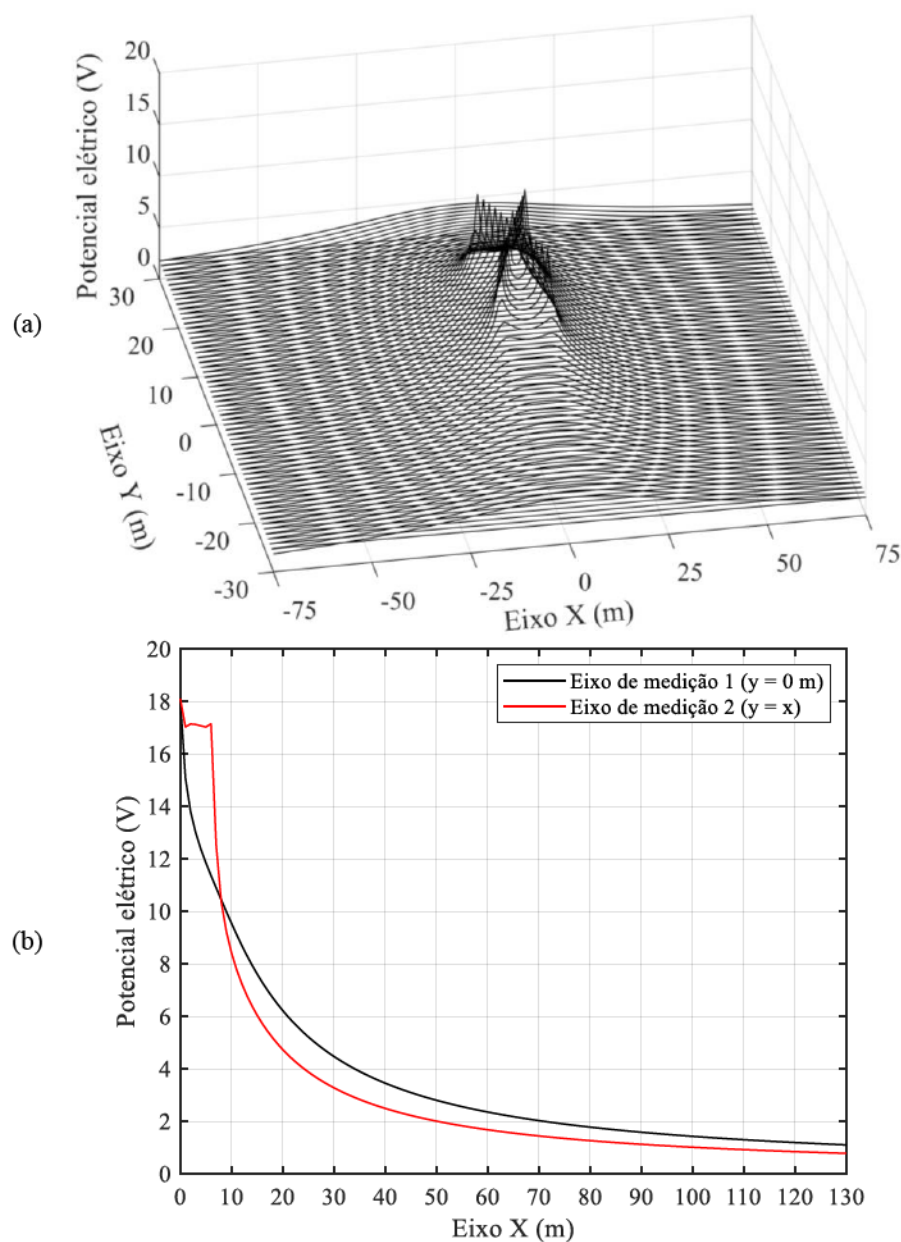
Figura 5.15 – Potencial elétrico resultante da injeção de corrente unitária à frequência de 60 Hz para a configuração horizontal: (a) na área do aterramento e (b) nos eixos de medição 1 e 2.



Fonte: Dados da pesquisa

significativas, até o instante em que não há mais eletrodo horizontal ao longo das diagonais da configuração de aterramento. Em sequência, ocorre uma diminuição abrupta do potencial elétrico ao nível do solo e, portanto, o estabelecimento de possíveis tensões de passo críticas nas delimitações da malha de aterramento. Percebe-se que o interior da malha vertical apresenta uma menor variação do potencial elétrico e, em seus limites com a região exterior, uma possível tensão de passo com valor maior em relação à configuração convencional – as duas características da malha proposta podem ter sido superestimadas por conta da

Figura 5.16 – Potencial elétrico resultante da injeção de corrente unitária à frequência de 60 Hz para a configuração vertical: (a) na área do aterramento e (b) nos eixos de medição 1 e 2.

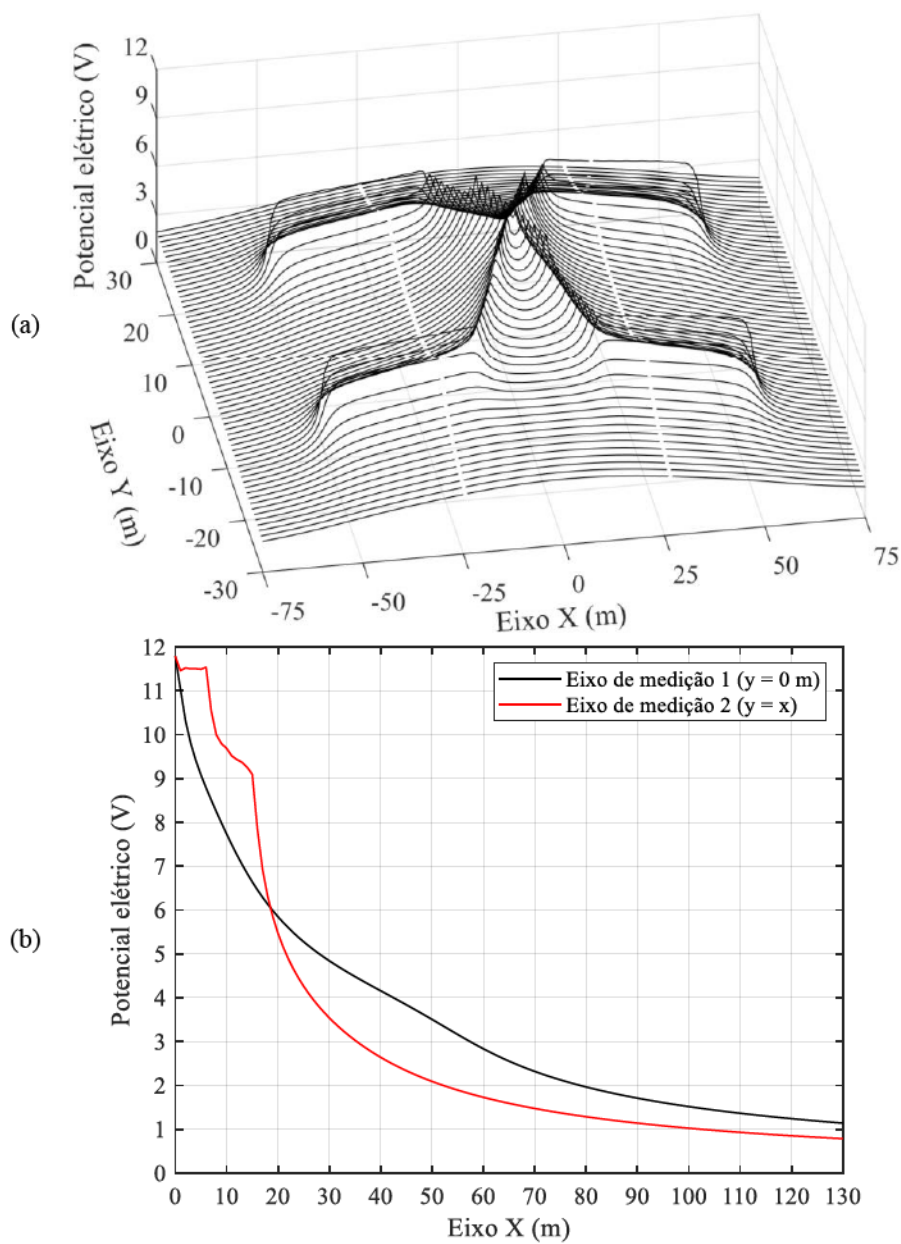


Fonte: Dados da pesquisa

profundidade de 5 cm dos eletrodos horizontais nas simulações. Apesar disso, o tamanho compacto da malha vertical permite um tratamento mais simples na superfície do solo para aumento da resistividade elétrica, o que diminuiria substancialmente a tensão de passo nas regiões limítrofes ao aterramento.

Caso a malha com aspecto geométrico convencional já se encontre instalada, a adição do eletrodo vertical profundo tende a mesclar as melhores características de cada opção, em adição ao menor valor de Z_P . A região interna aos eletrodos verticais apresenta um potencial

Figura 5.17 – Potencial elétrico resultante da injeção de corrente unitária à frequência de 60 Hz para a configuração híbrida: (a) na área do aterramento e (b) nos eixos de medição 1 e 2.



Fonte: Dados da pesquisa

elétrico bem estável com o aumento da distância, enquanto a região externa às hastes exibe a característica de menor variação de tensão ao longo dos eixos de medição.

Por meio das simulações anteriores, conclui-se que a malha vertical apresenta características adequadas para ser utilizada como substituta da configuração de aterramento convencional ou como eletrodos profundos auxiliares para a diminuição de parâmetros elétricos, como R_{LF} , Z_P , tensão de toque e passo. A principal vantagem da opção vertical é sua menor área utilizada, o que a torna uma alternativa compacta e com menor gasto de material condutor em relação a configuração convencional. Isso facilita a possível adequação do projeto

para a diminuição de tensões de toque e passo, sobretudo em áreas urbanas, já que pouco material, como brita e concreto, é necessário na superfície do solo interno e externo ao aterramento em relação à opção tradicional. Verifica-se ainda o bom perfil de potencial elétrico ao nível do solo da malha proposta para correntes similares a descargas atmosféricas, notadamente para descargas subsequentes.

Neste ponto do trabalho, em que se estabeleceu o conhecimento de características elétricas importantes da configuração de aterramento vertical e do seu uso em complemento à malha convencional, torna-se essencial um estudo de caso de seu emprego em torres de LT. Para isso, alguns trechos de interesse da LT 230 kV Irapé - Araçuaí 2 serão considerados em simulações para análise dos eletrodos verticais profundos como alternativa para o aprimoramento do aterramento elétrico.

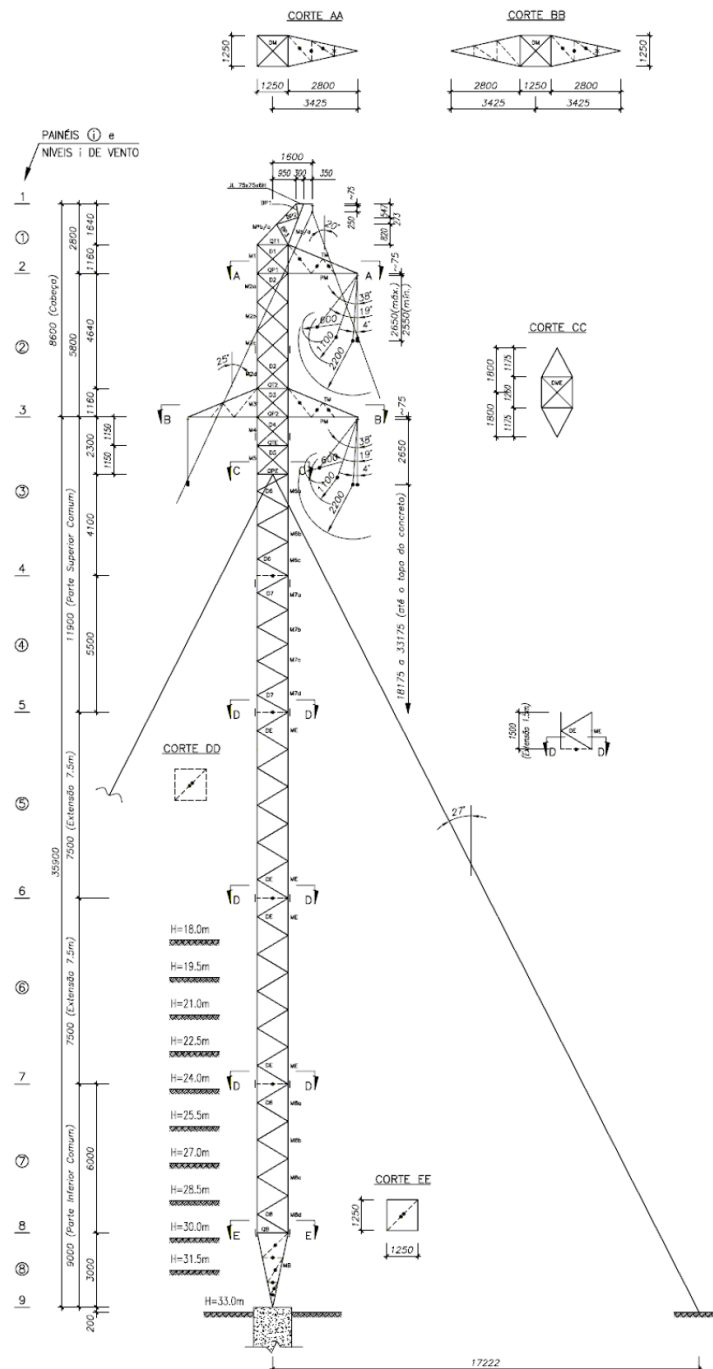
5.3 Estudo de caso da LT 230 kV Irapé - Araçuaí 2

5.3.1 Considerações básicas

O estudo de caso realizado para avaliação da malha de aterramento proposta neste trabalho em torres de LT se baseia na linha Irapé – Araçuaí 2, com tensão nominal de 230 kV, 61 km de comprimento, 600 MVA e 141 torres instaladas em sua extensão (TRANSMINEIRA, 2007). Com vão médio entre torres de aproximadamente 420 m, apresenta torre típica estaiada do tipo TIE2, como ilustrado na Figura 5.18, circuito único trifásico, com 1 condutor/fase, além de um cabo para-raios.

A configuração de aterramento instalada nas torres da LT é a tradicional, composta por cabos contrapesos à profundidade de 50 cm e raio de 5 mm para os condutores. Uma faixa de servidão igual a 38 m, com 36 m úteis, é considerada em todas as simulações realizadas no programa HFSS – solo estratificado é assumido com $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$, conforme valores médios de (ALIPIO; VISACRO, 2014), definidos para cada camada. Valores inferiores a 30 Ω para a resistência de aterramento e impedância impulsiva são o principal alvo, podendo ser ainda menores, da ordem de 20 Ω , se o solo apresentar resistividade elétrica muito elevada. Julga-se tais valores como adequados para atenuar possíveis ocorrências de *flashover* e *backflashover* na LT e sua consequente interrupção (MARTINEZ-VELASCO, 2009).

Figura 5.18 – Estrutura metálica típica da LT 230 kV Irapé – Araçuaí 2: torre estaiada TIE2.



Fonte: (TRANSMINEIRA, 2007)

Com a apresentação das informações relativas às simulações, parte-se para a análise individual de três casos referentes à LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2. Em termos de dificuldade no desenvolvimento de um aterramento elétrico que atenda às especificações definidas, optou-se por um caso considerado fácil, outro médio e um de difícil solução. Dois casos de incidência direta são assumidos: descargas primeiras e subseqüentes, cujas correntes são as mesmas

definidas como MCS_FST#2 e MCS_SUB em (DE CONTI; VISACRO, 2007), mas com valor de pico unitário.

O principal objetivo das simulações é verificar se a malha vertical é capaz de obter desempenho semelhante a convencional para a condição 1 (solução de nível suposto fácil), se pode ter desempenho superior a configuração horizontal para a condição 2 (solução de nível admitido como intermediário) e se pode ser empregada em conjunto com a original, similar ao aterramento da Figura 5.10, para a condição 3 (solução com nível de dificuldade elevado). Almeja-se obter os valores de resistência de aterramento e impedância impulsiva para cada condição avaliada.

5.3.2 Condição 1 – trecho corresponde às torres 14, 15 e 16 da LT

O primeiro trecho avaliado se relaciona às estruturas metálicas de número 14, 15 e 16 da LT analisada. O comprimento l dos cabos contrapesos, bem como a resistividade do solo, varia entre cada estrutura, o que justifica a apresentação individual de cada um desses dados na Tabela 5.4. Em adição, os valores de Z_P para as ondas MCS_FST#2 e MCS_SUB normalizadas, denotadas por Z_{PFST} e Z_{PSUB} , são mostrados.

Tabela 5.4 – Dados relacionados às torres 14, 15 e 16 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2.

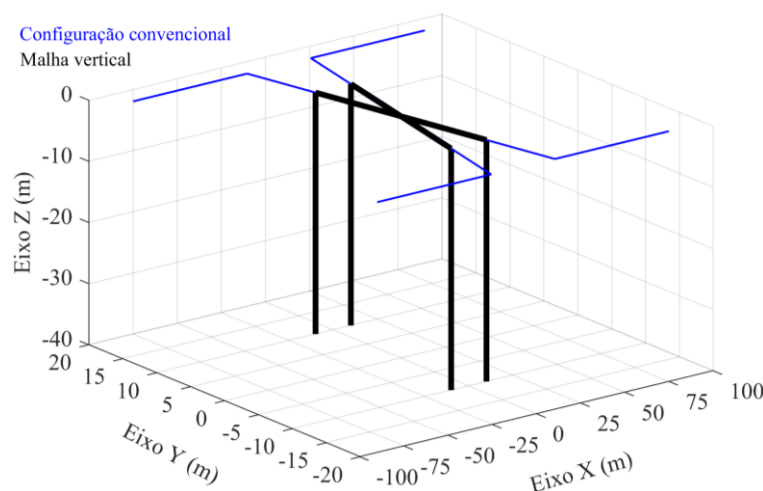
Estrutura	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)	l (m)	R_{LF} (Ω)	Z_{PFST} (Ω)	Z_{PSUB} (Ω)
Torre 14	1250	6,2	543	30	20,93	19,18	16,87
Torre 15	3338	4,0	1432	90	19,34	16,60	17,74
Torre 16	1291	2,4	5737	90	26,70	21,66	20,95

Fonte: Adaptado de (TRANSMINEIRA, 2007).

Deseja-se averiguar se uma malha vertical de aterramento, com resistência de aterramento e impedância impulsiva similar a configuração tradicional, poderia ser empregada na torre central e manter desempenho similar frente à incidência direta de descargas atmosféricas no trecho. Para isso, um aterramento na estrutura 15 constituído por quatro eletrodos verticais de 40 m, raio igual a 5 mm e distanciados de 20 m em relação ao ponto de origem da malha é admitido, vide Figura 5.19. As novas características elétricas do trecho avaliado são mostradas na Tabela 5.5.

A Tabela 5.5 indica que o emprego da malha vertical implica em uma diminuição da resistência de aterramento de 4,1%, enquanto os valores de Z_{PFST} e Z_{PSUB} foram reduzidos,

Figura 5.19 – Configuração vertical de aterramento considerada na torre 15.



Fonte: Dados da pesquisa.

Tabela 5.5 – Dados relacionados às torres 14, 15 e 16 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2, com modificação no aterramento da estrutura metálica 15.

Estrutura	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)	l (m)	R_{LF} (Ω)	Z_{PFST} (Ω)	Z_{PSUB} (Ω)
Torre 14	1250	6,2	543	30	20,93	19,18	16,87
Torre 15*	3338	4,0	1432	40*	18,55	16,46	16,73
Torre 16	1291	2,4	5737	90	26,70	21,66	20,95

*Malha vertical, $l = 40$ m, $D = 20$ m, $a = 5$ mm.

Fonte: Adaptado de (TRANSMINEIRA, 2007).

respectivamente, em 0,8% e 5,7%, resultados que suportam o uso da configuração proposta como alternativa para o aterramento elétrico convencional.

Uma vantagem da configuração vertical nesta situação é a utilização de apenas 60% do material condutor em relação ao aterramento constituído por cabos contrapesos, além de uma área de instalação muito menor – os condutores horizontais e seus 56,6 m de comprimento total empregados para interligar os eletrodos verticais são admitidos nesse cálculo. Com comprimento total de 165,08 m e largura de 36 m, a área útil da configuração horizontal é de 5943 m², enquanto a opção vertical requer apenas 400 m², ou seja, um terreno 93,3% menor. Evidencia-se, portanto, uma maior facilidade no controle do potencial elétrico na superfície do solo para a condição de aterramento vertical, algo interessante para torres de LT que atravessam meios urbanos ou pouca área disponível para instalação do aterramento.

5.3.3 Condição 2 – trecho corresponde às torres 29, 30 e 31 da LT

O segundo conjunto de torres analisado corresponde às estruturas metálicas de número 29, 30 e 31 da LT de 230 kV. Seus aterramentos são compostos por cabos contrapesos de 90 m de comprimento, com raio de 5 mm e instalados à profundidade de 50 cm – novamente, 38 m de comprimento, dos quais 36 m são úteis, são empregados para a faixa de servidão. As características elétricas, como a característica do solo circunvizinho a cada estrutura metálica, são exibidas na Tabela 5.6.

Tabela 5.6 – Dados relacionados às torres 29, 30 e 31 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2.

Estrutura	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)	l (m)	R_{LF} (Ω)	Z_{PFST} (Ω)	Z_{PSUB} (Ω)
Torre 29	10291	2,5	5227	90	59,79	43,86	38,27
Torre 30	9137	3,1	4159	90	51,91	38,83	34,46
Torre 31	6317	18	2308	90	40,55	31,55	29,36

Fonte: Adaptado de (TRANSMINEIRA, 2007).

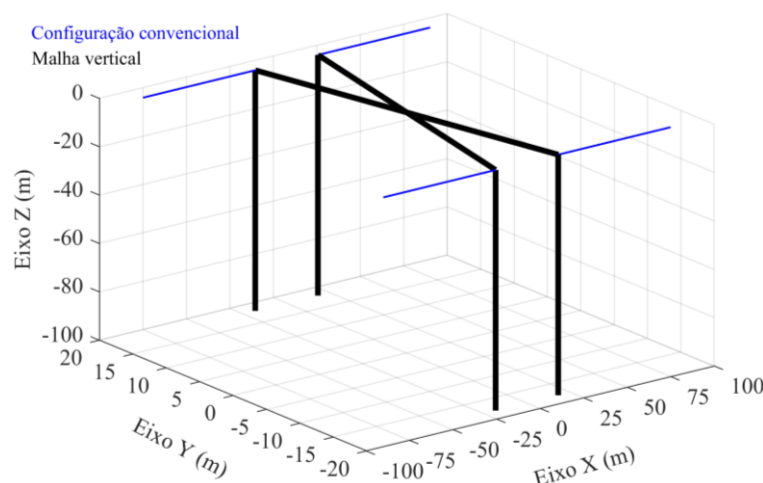
A Tabela 5.6 indica que os valores de R_{LF} e Z_P para todas as estruturas do trecho são superiores ao limite indicado para o aterramento da LT, inferior a 30 Ω . O pior caso verificado é o da torre 29, com resistência praticamente duas vezes acima do limite estabelecido para a linha e, na média, 37% superior ao valor indicado para a impedância impulsiva.

As características apresentadas na Tabela 5.6 sugerem a necessidade de um aprimoramento significativo no aterramento elétrico de todas as estruturas. Por conta dos valores de resistividade elétrica muito elevados nos solos das torres 29 e 30, superiores, em média, a 5 $\text{k}\Omega\text{m}$, as malhas verticais projetadas para o trecho apresentam como alvo R_{LF} e Z_P próximos de 20 Ω para todas as estruturas metálicas.

Optou-se por simular uma configuração de aterramento idêntica para cada uma das torres, composta por quatro eletrodos verticais profundos de 100 m, distanciados de 36 m, que é o valor limite da faixa de servidão, e raio igual a 5 mm – aterramento ilustrado na Figura 5.20.

Para um furo realizado por sonda rotativa com diâmetro de 5 cm, considerou-se a utilização de concreto ao redor dos condutores. Por ter resistividade muito inferior ao solo circunvizinho, os eletrodos verticais cobertos com concreto são considerados como um único condutor com raio equivalente de 2,5 cm, um procedimento similar ao realizado em (LIMA *et al.*, 2013). Desta forma, há uma simplificação do problema no programa HFSS com a tendência

Figura 5.20 – Configuração vertical de aterramento considerada nas torres 29,30 e 31.



Fonte: Dados da pesquisa.

de desvios muito pouco significativos nos resultados, já que a resistividade típica do concreto entre 50 e 100 Ωm é muito menor do que aos valores relativos às camadas do solo ao redor das torres.

Os resultados obtidos com a configuração vertical da Figura 5.20 nas torres 29, 30 e 31 são indicados na Tabela 5.7. Embora o uso de material condutor seja, assumindo os eletrodos horizontais que interligam os condutores vertical, cerca de 39,4% superior a configuração de aterramento convencional, os novos valores de R_{LF} e impedância impulsiva são até duas vezes menores do que os estimados na condição inicial. Tal característica se deve, essencialmente, ao fato de os condutores verticais atingirem a segunda camada do solo de menor resistividade elétrica.

Tabela 5.7 – Dados relacionados às torres 29, 30 e 31 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2 com modificação no aterramento das estruturas metálicas no trecho avaliado.

Estrutura	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)	l (m)	R_{LF} (Ω)	Z_{PFST} (Ω)	Z_{PSUB} (Ω)
Torre 29	10291	2,5	5227	100*	26,20	20,29	22,74
Torre 30*	9137	3,1	4159	100*	21,04	16,83	20,17
Torre 31	6317	18	2308	100*	12,75	11,29	16,38

*Malha vertical, $l = 100$ m, $D = 36$ m (limites da faixa de servidão), $a = 25$ mm (5 m condutor e 20 m de concreto).

Fonte: Adaptado de (TRANSMINEIRA, 2007).

A malha vertical se mostra, para a condição 2, uma opção interessante, já que aproveita a menor resistividade elétrica na segunda camada do solo para aprimorar as características elétricas do aterramento, algo não suportado pela configuração constituída por cabos contrapesos. A utilização de mais condutores horizontais no aterramento tradicional

difícilmente resultaria em redução significativa da impedância impulsiva, já que a primeira camada do solo continuaria definindo o comportamento elétrico da malha ao longo do espectro de frequências.

5.3.4 Condição 3 – trecho corresponde às torres 64, 65 e 66 da LT

A última análise, denominada condição 3, apresenta maior complexidade de solução, já que constitui um trecho com resistividade elétrica do solo muito elevada. A configuração de aterramento original para as estruturas metálicas do trecho é constituída por cabos contrapesos de 90 m de comprimento, raio de 5 mm e profundidade de 50 cm. O solo aproximado em um modelo estratificado em duas camadas para cada uma das torres, exibido na Tabela 5.8, apresenta resistividades elétricas muito elevadas, superiores a 5000 Ωm . Isso implica em resistências de aterramento e impedâncias impulsivas de valor elevado, próximas de 60 Ω para R_{LF} e da ordem de 40 Ω para Z_P .

Embora ρ_2 não seja muito menor do que ρ_1 , seu valor inferior ainda pode ser aproveitado por meio do uso de eletrodos verticais profundos com o objetivo de reduzir R_{LF} e Z_P dos aterramentos, aprimorando o desempenho da LT frente a incidência de descargas atmosféricas, ainda que de forma conjunta aos condutores horizontais da configuração convencional.

Tabela 5.8 – Dados relacionados às torres 64, 65 e 66 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2.

Estrutura	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)	l (m)	R_{LF} (Ω)	Z_{PFST} (Ω)	Z_{PSUB} (Ω)
Torre 64	8417	7,2	5415	90	57,33	42,52	37,27
Torre 65	8806	3,8	5379	90	56,84	42,17	36,96
Torre 66	8679	2,7	6293	90	59,46	43,88	38,21

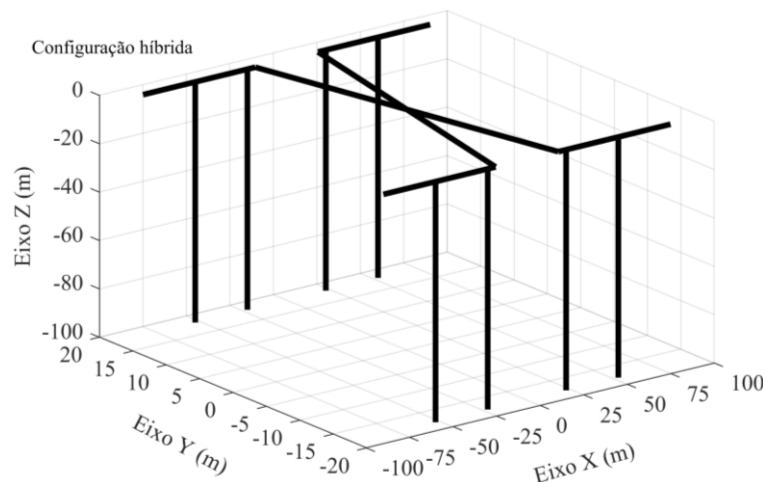
Fonte: Adaptado de (TRANSMINEIRA, 2007).

Por conta do elevado valor de ρ_1 , que tende a definir o comportamento do aterramento de orientação horizontal empregado, é improvável que o uso de mais condutores horizontais na malha considerada seja capaz de diminuir substancialmente a impedância impulsiva. Alcançar, de alguma forma, a segunda camada do solo, com $\rho_2 < \rho_1$, aparenta ser a estratégia mais interessante na modificação do aterramento para atingir o objetivo.

Uma modificação proposta para o trecho é o emprego, em todas as estruturas, da mesma configuração de aterramento inicial, mas com a adição de oito eletrodos verticais profundos ao longo de sua extensão, o que permite sua adoção em malhas já instaladas previamente na LT. Como ilustrado na Figura 5.21, um eletrodo vertical de 100 m de comprimento, com raio de 5

mm e coberto por 2 cm de concreto, totalizando 2,5 cm de raio equivalente, é adicionado a cada 30 m de comprimento dos cabos contrapeso do aterramento, resultando em oito condutores verticais. Tal configuração é denominada híbrida neste trabalho.

Figura 5.21 – Configuração híbrida de aterramento considerada nas torres 64, 65 e 66.



Fonte: Dados da pesquisa.

Os novos valores de R_{LF} e impedância impulsiva com a adoção da configuração de aterramento apresentada na Figura 5.21 são mostrados na Tabela 5.9. A título de informação, o procedimento de considerar o eletrodo horizontal recoberto por concreto como um condutor com 2,5 cm de raio é utilizado nas simulações. Torna-se nítido a substancial redução na resistência de aterramento, antes da ordem de 60 Ω , para valores de até 20 Ω , ou seja, um terço do valor original. No caso de Z_{PFST} , a redução continua significativa, com valores iniciais próximos a 40 Ω modificados para até 15 Ω – diminuição próxima a 62,5%. Embora apresente a menor diminuição de valores, Z_{PSUB} reduziu seus valores à metade, característica ainda notável para o aterramento.

Tabela 5.9 – Dados relacionados às torres 64, 65 e 66 da LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2 com modificação no aterramento das estruturas metálicas no trecho avaliado.

Estrutura	ρ_1 (Ωm)	h_1 (m)	ρ_2 (Ωm)	l (m)	R_{LF} (Ω)	Z_{PFST} (Ω)	Z_{PSUB} (Ω)
Torre 64	8417	7,2	5415	90/100*	17,57	13,48	18,49
Torre 65	8806	3,8	5379	90/100*	17,35	13,33	18,31
Torre 66	8679	2,7	6293	90/100*	20,02	15,03	19,57

*Contrapesos de 90 m em conjunto com 8 eletrodos verticais de 100 m cada, distanciados de 30 m, $a = 25$ mm (5 m condutor e 20 m de concreto).

Fonte: Adaptado de (TRANSMINEIRA, 2007).

Por ser a condição mais crítica analisada na LT, é desejável verificar o custo da configuração de aterramento da Figura 5.21, notadamente a inclusão dos novos eletrodos verticais profundos e compará-la com a opção mais comum escolhida nessas situações: a inclusão de dispositivos para-raios. O emprego direto de dispositivos para-raios para a situação inicial de aterramento nas torres implica, como informado na Seção 5.2.1, em R\$ 35.228,44 por equipamento. Para três fases de uma estrutura, o valor final é estimado em R\$ 105.685,32. Com a montagem avaliada em 20,04% do custo do equipamento segundo (EPE, 2020), chega-se a um valor total de R\$ 126.822,39. Considerando gastos adicionais, como transporte e armazenamento, supõe-se um valor aproximado de R\$ 130.000,00 para a inclusão dos dispositivos para-raios nas três fases de uma única torre.

No caso dos eletrodos verticais profundos, oito perfurações de 100 m, ao valor de R\$ 50,00/m, têm o valor estimado em R\$ 40.000,00. Para um custo de R\$ 285,60/m³ de concreto usinado para fundações, um volume total demandado de 1 m³ implica em um valor aproximado de R\$ 285,60. Adicionando a preparação do concreto e a instalação dos condutores, pode-se estimar o valor final em algo próximo de R\$ 45.000,00. Ressalta-se que o concreto usinado para fundações não é necessário, já que não apresenta função estrutural no revestimento dos eletrodos, e pode ser substituído por argamassa, com valor inferior ao da primeira opção. Além disso, reitera-se que os R\$ 50,00/m de perfuração incluem o estudo geotécnico do solo, algo desnecessário para o serviço demandado e que permite a negociação de melhores valores para sua execução.

De acordo com os dados acima apresentados, a adoção da nova configuração de aterramento para as três torres do trecho tem custo estimado em R\$ 135.000,00, o que é bem similar ao valor do uso do dispositivo para-raios em apenas uma das torres. Sua escolha apresenta, portanto, vantagens do ponto de vista econômico e a longo prazo no desempenho da LT, já que o dispositivo para-raios apresenta vida útil proporcional à suas atuações e monitoramento constante, e a malha vertical não apresenta problemas quanto a esse quesito. Caso seja almejado aprimorar ainda mais a malha da Figura 5.21, novos eletrodos verticais podem ser adicionados ao longo da configuração de aterramento. Para LT com níveis de tensão superiores a 230 kV, o procedimento tende ser ainda mais interessante, já que o custo de dispositivos para-raios aumenta consideravelmente, enquanto a configuração de aterramento elétrico é a mesma. A capacidade de atingir a segunda camada de menor resistividade se apresenta como o diferencial da técnica indicada.

Outras técnicas alternativas podem ser empregadas em conjunto com o uso de eletrodos verticais profundos, como cabos para-raios instalados na parte inferior da torre, denominados

underbuilt wires (VISACRO; SILVEIRA; DE CONTI, 2012). O acoplamento capacitivo promovido entre os condutores é capaz de diminuir a impedância característica da LT e, conseqüentemente, aumentar o desempenho do trecho. Seu uso na condição 3 tende a ser outra boa opção por atenuar a impedância equivalente do sistema nos condutores da LT, algo que o aterramento não é capaz de alterar. Entretanto, sua utilização deve ser muito cuidadosa, já que as estruturas metálicas devem ser capazes de suportar os esforços mecânicos adicionais, não alterar as distâncias necessárias para isolamento entre condutores, notadamente sob ação de ventos. Outro problema possível é a recapacitação e repotencialização de LT, procedimentos cada vez mais estudados e executados no Brasil, que podem ser inviabilizados por conta da presença dos *underbuilt wires* ou requererem sua remoção. Se todos os pontos indicados não forem um problema, sua implementação em complemento à melhoria do aterramento é viável, já que altera o comportamento dos condutores da LT no trecho e pode ser até mais eficaz na melhoria de desempenho para casos como as descargas subseqüentes.

5.4 Considerações finais

Este capítulo apresentou uma comparação da malha de aterramento proposto, composta por eletrodos verticais profundos, com a configuração convencional adotada em torres de LT, constituída por cabos contrapesos. Para isso, iniciou-se a apresentação detalhada da malha vertical, o uso dos eletrodos verticais profundos como solução para atenuar os valores de R_{LF} e Z_P para condições em que $\rho_2 < \rho_1$ e sua forma de ligação à estrutura metálica. Em seguida, o procedimento empregado para a instalação foi indicado, com uso de maquinário composta por sonda rotativa, equipamento muito empregado em estudos geotécnicos, capacidade de perfurar extensões superiores a 100 m, diâmetros usuais de 5 a 9 cm – por conta disso, sugere-se o uso de concreto ao redor do eletrodo vertical para aumentar o desempenho do aterramento e diminuir, ainda mais, perigos de furto de condutor.

Apresentou-se custo estimado do procedimento, sem e com adição de concreto, e de dispositivos para-raios, a solução mais usual após a melhoria do aterramento se tornar inviável. Características vantajosas do emprego de eletrodos verticais foram indicadas, como dificuldade de furto dos condutores, tamanho extremamente compacto do aterramento e maior facilidade no controle dos níveis de potencial elétrico ao nível do solo, útil na limitação das tensões de toque e passo em ambientes com grande circulação de pessoas.

Uma comparação entre a malha vertical e a convencional, admitindo solo mediano do estado de Minas Gerais e parâmetros $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ variáveis com a frequência, explicitou a grande similaridade entre as respostas dos aterramentos frente a surtos rápidos, com a vantagem de um uso muito menor de condutores da configuração proposta. Pôde-se observar ainda que o método LT tende a superestimar os ganhos promovidos pelo eletrodo vertical em relação aos condutores horizontais quando comparado a técnica EMF utilizada no programa HFSS.

Os perfis de potenciais elétricos ao nível do solo foram estudados para a configuração convencional, vertical e híbrida, constituída por cabos contrapesos e eletrodos verticais profundos em conjunto. O uso de condutores verticais se mostrou promissor por conta de seu tamanho compacto, o que restringe gradientes de potencial elétrico com amplitude significativa a menores áreas do terreno, seja para faltas à 60 Hz ou descargas atmosféricas. Na análise, destacou-se o desempenho do uso do eletrodo vertical frente a descargas subsequentes.

Um estudo de caso foi realizado para avaliar a malha vertical como alternativa à configuração tradicional em condições práticas. A LT 230 kV Irapé-Araçuaí foi avaliada, supondo três condições representativas de trechos ao longo de sua extensão. A denominada condição 1 evidenciou a possibilidade de troca da configuração convencional de aterramento para a alternativa constituída apenas por condutores verticais, com a vantagem de a malha ser compacta e requerer 40% menos material condutor.

Na condição 2, em que a malha convencional é incapaz de atingir os valores limites estabelecidos para R_{LF} e Z_P na linha, o uso da malha vertical se mostrou eficaz em resolver o problema. Embora mais elemento condutor tenha sido empregado, além do uso de concreto revestindo os eletrodos verticais, sua instalação não implica em possíveis falhas na LT por conta da incidência de descargas atmosféricas a média e longo prazo, algo possível com o uso exclusivo dos dispositivos para-raios. O fator financeiro também é levado em consideração, já que os equipamentos citados apresentam elevado custo em comparação à malha vertical, algo suportado na análise da condição 3.

O trecho escolhido como crítico para a LT apresentou valores elevados de resistência de aterramento e impedância impulsiva para a configuração convencional de aterramento, sobretudo por conta dos valores muito elevados de resistividade elétrica do solo. Nessa situação, escolheu-se adicionar à malha instalada oito condutores verticais de 100 m, revestido por 2 cm de espessura de concreto, formando uma configuração de aterramento híbrida. Uma economia de 2/3 no valor final do procedimento por meio da opção da malha vertical foi verificada quando comparada à alternativa dos dispositivos para-raios, além da possibilidade de aprimorar o aterramento com novos eletrodos verticais.

Todos os resultados aqui apresentados sugerem a boa adequação do emprego dos eletrodos verticais profundos como alternativa ou adição à configuração de aterramento convencional, especialmente em situações de solo com $\rho_2 < \rho_1$.

Capítulo 6

CONCLUSÕES

6.1 Conclusões gerais

Esse trabalho apresentou uma pesquisa com foco na avaliação do uso de eletrodos verticais como configuração de aterramento para torres em LT, notadamente para situações em que a resistividade elétrica da primeira camada do solo é superior à da segunda, isto é, $\rho_1 > \rho_2$.

Como primeiro passo do trabalho, realizou-se uma revisão teórica sobre o assunto aterramentos elétricos. As hipóteses relativas às técnicas utilizadas na simulação de malhas de aterramento foram apresentadas, mostraram-se aspectos relacionados à técnica LT e suas vantagens e desvantagens quando comparada ao rigoroso método EMF, empregado ao longo do texto por meio do programa HFSS – detalhes sobre seu uso são mostrados no Apêndice A. Trabalhos relativos ao comportamento impulsivo de aterramentos em solos estratificados foram analisados, o que evidenciou certa carência no tema por conta dos métodos complexos utilizados para seu estudo e por ser algo recente.

Um modelo fundamentado na teoria de LT foi apresentado para o cálculo de $Z(\omega)$ em malhas constituídas por cabos contrapesos e eletrodos verticais em solos uniformes. Por meio da indicação e dedução de expressões para a condutância longitudinal de condutores horizontais e verticais, novas fórmulas foram alcançadas para estimar $Z(\omega)$ da configuração tradicional e com eletrodos verticais profundos, mas em condição de solo estratificado em duas camadas, situação muito mais próxima da prática. O procedimento utilizado para calcular $Z(\omega)$ por meio

da técnica LT possibilitou a expansão para outras configurações de aterramento, como indicado no Apêndice B.

A avaliação dos resultados do programa HFSS foram comparadas com estudos publicados. Extensa comparação com outras referências se mostrou necessária para assegurar que os procedimentos utilizados no trabalho são adequados e produzem resultados consistentes. Por fim, o programa HFSS apresentou resultado muito similar aos textos avaliados e se tornou a referência de resposta esperada para a técnica LT ao longo do texto. Uma análise adicional do método LT foi feita, com a novidade de considerar solos estratificados. Para os casos de interesse da tese e admitindo diferenças em relação ao programa HFSS de até 10% como aceitáveis, o método LT foi rejeitado para uso nas análises posteriores do trabalho.

Outra contribuição do trabalho, desta vez em relação ao comportamento de ρ e ε ao longo da frequência, foi a dedução de fórmulas que asseguram o uso das expressões de $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ individualmente para as camadas de um solo estratificado. Em adição, a comparação com modelos de solo homogêneos em baixas frequências sugere que assumir a estratificação do meio é necessário para alcançar estimativas precisas de $Z(\omega)$ e GPR.

O último capítulo do texto apresentou detalhes de instalação, procedimento e custo do uso de malhas verticais profundas como aterramento. A existência de máquinas e equipamentos, além da disponibilidade de serviços no mercado, torna possível sua execução a custos competitivos, sobretudo se comparado aos dispositivos para-raios. O potencial elétrico promovido no solo, resultado da incidência de descargas atmosféricas e curtos-circuitos, pela configuração proposta se mostrou equiparável a malha convencional de aterramento. Vantagens em relação ao tamanho diminuto do aterramento, segurança quanto a tentativa de furto de condutores e fácil controle das tensões de toque e passo resultante são citadas a favor de sua escolha, mesmo que de forma conjunta à configuração previamente instalada na LT.

Por fim, um estudo de caso na LT 230 kV Irapé – Araçuaí 2 derivou nas seguintes conclusões listadas a seguir:

- O primeiro trecho da LT avaliado constatou a possibilidade de troca, quando for pertinente, da configuração de aterramento convencional para a proposta no trabalho. Redução substancial da área ocupada pelo aterramento, de 93,3% para o caso considerado, diminuição de 40% no material condutor requerido e facilidade no controle do potencial elétrico ao nível do solo são vantagens percebidas pela malha vertical em relação à convencional;
- O segundo trecho, denominado condição 2, apresentou problemas ao se utilizar a configuração convencional como aterramento elétrico das torres. A utilização da malha

vertical se mostrou adequada como solução, promovendo valores de R_{LF} e Z_P inferiores ao limite estabelecido para a LT;

- O revestimento de concreto nos eletrodos verticais aparenta ser indicado por conta de seus ganhos, similares ao aumento do raio equivalente do condutor, proteção e custo ínfimo se comparado à perfuração do solo;

- A condição 3, trecho crítico escolhido na LT avaliada, apresenta resultados indesejáveis de R_{LF} e Z_P ao considerar a configuração convencional de aterramento. Por conta da altíssima resistividade elétrica do solo ao longo da extensão do trecho, considerou-se a adição de oito eletrodos verticais de 100 m, com revestimento de 2 cm de concreto ao redor dos condutores, para a melhoria da resposta do aterramento. Os valores de Z_P e R_{LF} caíram, praticamente, pela metade e se adequaram abaixo dos limites estabelecidos como aceitáveis na linha;

- O custo nas três torres do trecho para inclusão dos novos oito eletrodos verticais profundos se mostrou igual à aquisição de três dispositivos para-raios para a estrutura metálica central. A considerável economia estimada se soma às vantagens de não sofrer com possíveis falhas futuras por envelhecimento, diminuição da vida útil e monitoramento constante do equipamento, algo esperado para os dispositivos para-raios.

Com os resultados e análises realizadas ao longo do texto, considera-se que os objetivos do trabalho foram alcançados com sucesso. Para facilitar o leitor no estudo do uso das malhas verticais em torres de LT, elaborou-se a lista a seguir com pontos considerados imprescindíveis para sua compreensão:

- A utilização dos eletrodos verticais é indicada em condições de solo em que a segunda camada apresenta resistividade elétrica inferior a primeira, isto é, $\rho_2 < \rho_1$;

- Caso o solo não apresente algumas dessas características, grande parte do apelo na utilização dos eletrodos verticais profundos é perdida;

- Outros motivos para se avaliar o uso de eletrodos verticais são a diminuição substancial da área necessária para o aterramento elétrico, robustez quanto a tentativa de furtos de condutores e fácil modificação dos perfis de potencial elétrico na superfície do solo. Ambientes urbanos, com possível fluxo de pessoas próximas às torres de LT, tendem a ser ótimas escolhas para emprego da técnica;

- O eletrodo vertical pode ser empregado como configuração de aterramento única e também como complemento de malhas horizontais. Caso a LT já se encontre instalada e o

solo caracterizado como estratificado, com $\rho_2 < \rho_1$, sua adição ao aterramento pré-existente é muito bem-vinda;

- Os custos dos dispositivos para-raios sobem substancialmente com o nível de tensão da LT. Assim, quanto maior for o nível de tensão nominal da LT, maiores as economias relativas ao emprego das malhas verticais de aterramento em relação ao uso de dispositivos para-raios;

- LT de alta tensão apresentam diferentes níveis de tensão nominal, mas as configurações de aterramento, seja para 69, 138 ou 500 kV, costumam ser as mesmas, constituídas por cabos contrapeso. Assim, os eletrodos profundos não apresentam redução de custo com a diminuição da tensão nominal da LT. Em outras palavras, tal comportamento sugere sua inviabilidade do ponto de vista financeiro para linhas de menor tensão nominal, já que os dispositivos para-raios se tornam competitivos;

- Se o eletrodo profundo for instalado, sempre faça seu revestimento com concreto ou material similar. O custo é desprezível em relação ao procedimento de perfuração e suas vantagens são claras. Em complemento, não aparenta ser necessário o uso de concreto para o eletrodo, mas apenas de argamassa, já que o diâmetro do furo é pequeno e o escoamento do material é facilitado pela segunda opção de material. O emprego do concreto não é estrutural, mas de proteção ao eletrodo e aumento de seu raio equivalente como condutor;

- Apesar do foco em LT, os eletrodos verticais podem ser uma excelente opção para locais que requeiram aterramentos elétricos extremamente compactos, como subestações localizadas em ambientes urbanos. O custo do terreno em certas regiões pode ser um fator determinante para a escolha dos eletrodos verticais como malha de aterramento.

6.2 Propostas de continuidade

A continuação da pesquisa pode contemplar os itens apresentados a seguir, que possuem grandes possibilidades de alcançarem resultados inéditos e de grande relevância para pesquisa e prática do tema aterramentos elétricos.

1) Experimento em escala real com eletrodo vertical em solo estratificado em duas camadas

Os resultados apresentados no texto indicam a coerência do emprego de eletrodos verticais como configuração de aterramento de torres em LT. Entretanto, por mais rigorosa e robusta que seja a técnica empregada para o cômputo do aterramento elétrico, são necessários mais experimentos para confirmar os dados provenientes de simulação. O emprego da técnica em escala real é desejado para alcançar tal objetivo.

Novos experimentos em escala reduzida, realizados no LEAT-MR, são de interesse, mas o principal foco deve ser em malhas de aterramento em escala de dimensão física similar a empregada na prática.

2) Validação do emprego de raio equivalente para condutores revestidos por concreto

O procedimento que considera um eletrodo revestido por concreto como um condutor com raio igual ao formado pelo conjunto deve ser investigado de forma mais detalhada. Embora as resistividades elétricas dos materiais sejam bem menores que o solo ao redor, é interessante avaliar os limites de validade da aproximação em função de configurações simples de aterramento, como hastes e eletrodos horizontais.

Assumir o concreto ao redor do condutor nas simulações pode ainda considerar a variação de sua resistividade e permissividade com a frequência, o que promove outra comparação sobre o assunto.

3) Comparação das expressões para cômputo da impedância harmônica de aterramento de configurações diversas por meio do método LT com resultados relativos à técnica EMF

Ao longo do desenvolvimento do texto, diversas expressões foram coletadas de trabalhos e outras deduzidas por meio do método LT, resultando em novos meios para calcular $Z(\omega)$ de geometrias de aterramento diversas. A simulação de casos básicos e posterior comparação com técnicas EMF permite verificar o quão adequadas as expressões podem ser em baixas e altas frequências.

4) Comparação da resposta impulsiva de configurações de aterramento em solos homogêneos com estratificados, assumindo parâmetros do solo variáveis com a frequência

A análise realizada no final do Capítulo 3, cuja conclusão é a de que $\rho(f)$ e $\varepsilon(f)$ conforme (ALIPIO; VISACRO, 2014) são válidas para solos estratificados e devem ter suas expressões aplicadas individualmente para cada camada, pode ser expandida com o objetivo de compreender em quais condições um solo homogêneo pode substituir o meio original nas simulações.

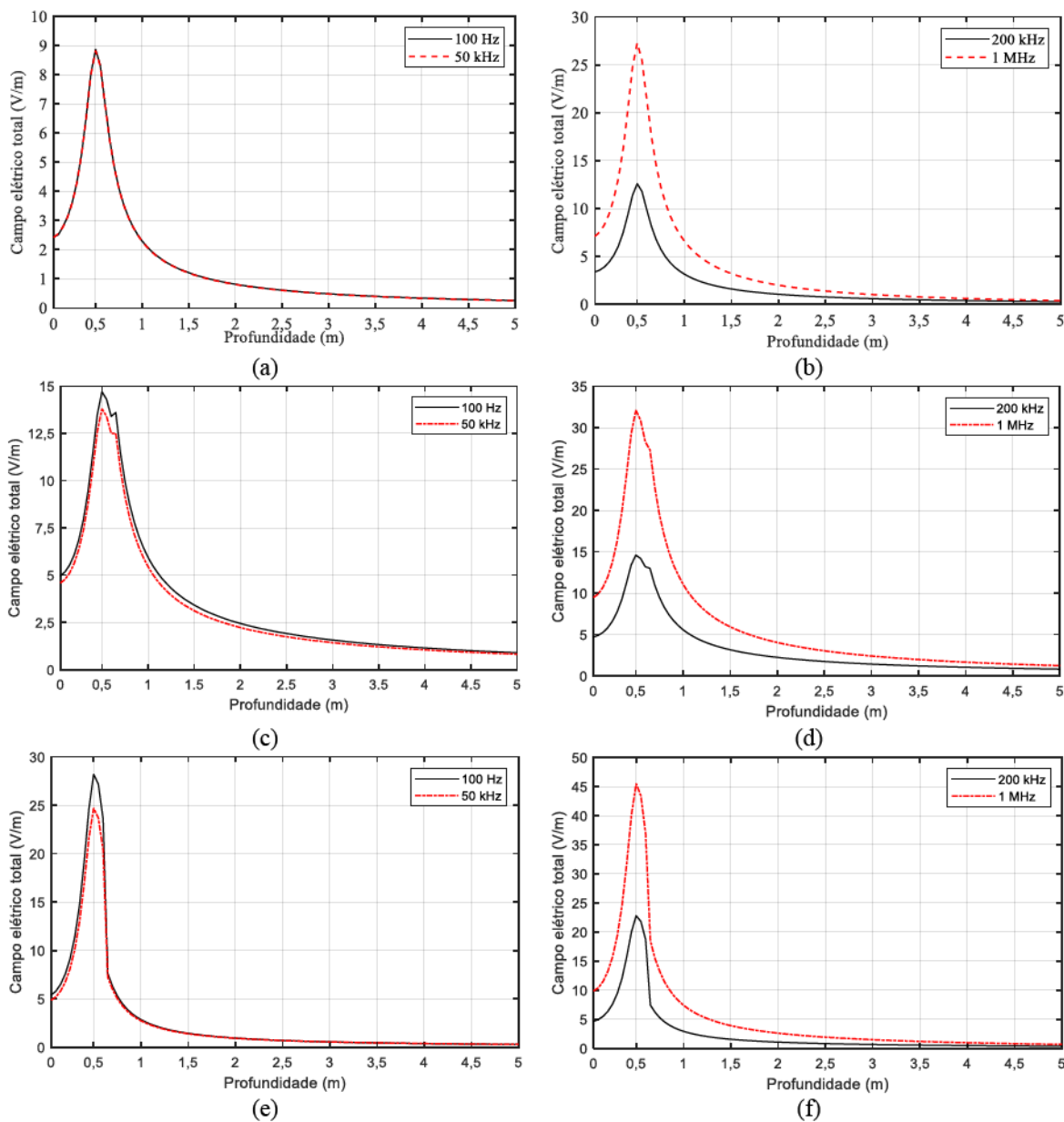
Com a presença de métodos numéricos que estimam apenas meios homogêneos em altas frequências, a aplicabilidade da conversão do solo estratificado em uniforme pode simplificar análises realizadas por outros pesquisadores.

5) Estudo do campo elétrico circunvizinho a eletrodos de aterramento em solos estratificados, assumindo parâmetros do solo variáveis com a frequência

Outra análise possível de ser efetuada por meio do programa HFSS corresponde aos níveis de campo elétrico ao redor do eletrodo de aterramento frente às correntes representativas de descargas atmosféricas. Tais estudos, a citar (SCHROEDER *et al.*, 2019), podem ser expandidos para meios estratificados e ampliar o estudo da ionização no solo para condições similares à prática de aterramentos elétricos.

Com o fim exclusivo de exemplificar o problema, um eletrodo de 15 m, raio igual a 12 mm e à profundidade de 50 cm tem uma corrente de 1 A fluindo ao longo de sua extensão. Considerando frequências de 100 Hz, 50 kHz, 200 kHz e 1 MHz, os níveis de campo elétrico à distância de 12 cm do condutor podem ser estimados, considerando a superfície do meio como ponto de partida no sentido do interior do solo. Uma reprodução dos resultados de (SCHROEDER *et al.*, 2019) com $\rho = 100 \Omega\text{m}$ é apresentada na Figura 6.1. Em adição, dois casos estratificados são admitidos: o primeiro com $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$, $h_1 = 0,6 \text{ m}$ e $\rho_2 = 500 \Omega\text{m}$, enquanto o segundo vale $\rho_1 = 500 \Omega\text{m}$, $h_1 = 0,6 \text{ m}$ e $\rho_2 = 100 \Omega\text{m}$.

Figura 6.1 – Perfil do campo elétrico no interior do solo para: (a,b) meio homogêneo com $\rho = 100 \Omega\text{m}$ e estratificado, descrito por (c,d) $\rho_1 = 100 \Omega\text{m}$, $h_1 = 0,6 \text{ m}$ e $\rho_2 = 500 \Omega\text{m}$ e (e,f) $\rho_1 = 500 \Omega\text{m}$, $h_1 = 0,6 \text{ m}$ e $\rho_2 = 100 \Omega\text{m}$.



Fonte: Dados da pesquisa

REFERÊNCIAS

ALIPIO, R. S. **Dependência da frequência dos parâmetros do solo: efeito no comportamento impulsivo de aterramentos elétricos**. 2013. 89 f. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2013.

ALIPIO, R.; VISACRO, S. Modeling the Frequency Dependence of Electrical Parameters of Soil. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 56, n. 5, p. 1163–1171, 2014.

ALIPIO, R. *et al.* Grounding modeling using transmission line theory: Extension to arrangements composed of multiple electrodes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION (ICLP), 33., 2016, Estoril. **Proceedings...** Estoril: 33rd International Conference on Lightning Protection, 2016. p. 1-5.

ANDROVITSANEAS, V. P.; GONOS, I. F.; STATHOPULOS, I. A. Research and applications of ground enhancing compounds in grounding systems. **IET Generation, Transmission & Distribution**, v. 11, n. 13, p. 3195–3201, 2017.

ANEEL. PRODIST Módulo 8 - Qualidade da Energia Elétrica. [S.l: s.n.]. Disponível em: <https://www.aneel.gov.br/documents/656827/14866914/M%C3%B3dulo_8-Revis%C3%A3o_10/2f7cb862-e9d7-3295-729a-b619ac6baab9>. Acesso em: 8 out. 2020.

ANSOFT, LLC. **An Introduction to HFSS: Fundamental Principles, Concepts, and Use**. Tokyo: [s.n.], 2009.

ARAÚJO, A. R. J. *et al.* Computing Tower-Footing Grounding Impedance and GPR curves of Grounding Electrodes Buried in Multilayer Soils. In: 2019 INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION (XV SIPDA), 26., 2019, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: IEEE, 2019. p. 1-8.

ARAÚJO, R. L. *et al.* Behaviour of High Resistivity Soils in a Tropical Area. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-98, n. 6, p. 2076–2082, 1979.

BATISTA, R. *et al.* A Vertical Grounding Arrangement that Diminishes Impulse Coefficient in a Two-Layered Soil. In: 2019 INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION (XV SIPDA), 26., 2019, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: IEEE, 2019. p. 1-8.

BATISTA, R.; PAULINO, J. O. S. A practical approach to estimate grounding impedance of a vertical rod in a two-layer soil. **Electric Power Systems Research**, v. 177, p. 1–8, 2019.

BATISTA, R.; SOUZA, J. R. Estimation of Grounding Resistance of Transmission Line Towers based on Artificial Neural Networks: A Practical Analysis based on a developed Android App. In: 2019 INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION (XV SIPDA), 26., 2019, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: IEEE, 2019. p. 1-6.

BATISTA, R.; SOUZA, J. R. Using Artificial Neural Networks to Estimate the Equivalent Resistivity from typical Transmission Line Towers Grounding Arrangement in a Two-Layer Soil. In: 2019 INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION (XV SIPDA), 26., 2019, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo: IEEE, 2019. p. 1-6.

BLATTNER, C. Study of Driven Ground Rods and Four Point Soil Resistivity Tests. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-101, n. 8, p. 2837–2850, 1982.

BOURG, S.; SACEPE, B.; DEBU, T. Deep earth electrodes in highly resistive ground: frequency behaviour. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ELECTROMAGNETIC COMPATIBILITY, [s.n.], 1995, Atlanta. **Proceedings...** Atlanta: IEEE, 1995. p. 584–589.

CAETANO, C. E. F. *et al.* A conductor arrangement that overcomes the effective length issue in transmission line grounding: full-scale measurements. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION (ICLP), 34., 2018, Rzeszow. **Proceedings...** Rzeszow: IEEE, 2018. p. 1-5.

CAETANO, C. E. F. *et al.* A New Method for Grounding Resistance Measurement Based on the Drained Net Charge. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 34, n. 3, p. 1011–1018, 2019.

CAETANO, C. E. F. **Caracterização de Arranjos de Aterramento Através de Medições No Domínio do Tempo.** 2019. 145 f. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2019.

CAETANO, C. E. F. **Estudo de um arranjo especial de aterramento que atenua o problema do comprimento efetivo.** 2017. 110 f. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2017.

CAVKA, D.; MORA, N.; RACHIDI, F. A Comparison of Frequency-Dependent Soil Models: Application to the Analysis of Grounding Systems. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 56, n. 1, p. 177–187, 2014.

CEMIG. **Resistividade média dos solos de Minas Gerais:** 02.118-COPDEN-0346, nº 21233176. [S.l.], 1994.

CHIHEB, S. *et al.* Transient behaviour of grounding electrodes in uniform and in vertically stratified soil using state space representation. **IET Science, Measurement & Technology**, v. 12, n. 4, p. 427–435, 2018.

CHOI, J. H.; LEE, B. K. An analysis on the Frequency-dependent grounding impedance based on the ground current dissipation of counterpoises in the two-layered soils. **Journal of Electrostatics**, v. 70, n. 2, p. 184–191, 2012.

CLOUGH, R. W. The Finite Element Method in Plane Stress Analysis. In: ASCE CONFERENCE ON ELECTRONIC COMPUTATION, 2., 1960, Pittsburgh. **Proceedings...** Pittsburgh: ASCE Conference on Electronic Computation, 1960.

DAWALIBI, F.; MA, J.; SOUTHEY, R. D. Behaviour of grounding systems in multilayer soils:

- a parametric analysis. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 1, p. 334–342, 1994.
- DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Influence of Ground Rods on Grounding Grids. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-98, n. 6, p. 2089–2098, 1979a.
- DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Resistance Measurement of Large Grounding Systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. PAS-98, n. 6, p. 2348–2354, 1979b.
- DE CONTI, A. **Aplicações Especiais da Teoria de Linhas de Transmissão**. 01 ago. 2017, 17 nov. 2017. [s.n.]. Notas de Aula.
- DE CONTI, A.; VISACRO, S. Analytical Representation of Single- and Double-Peaked Lightning Current Waveforms. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 49, n. 2, p. 448–451, 2007.
- DEL ALAMO, J. L. A comparison among eight different techniques to achieve an optimum estimation of electrical grounding parameters in two-layered earth. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 8, n. 4, p. 1890–1899, 1993.
- DUHAMEL, P.; VETTERLI, M. Fast fourier transforms: A tutorial review and a state of the art. **Signal Processing**, v. 19, n. 4, p. 259–299, 1990.
- EPE. Banco de Preços de Referência da ANEEL: Atualização dos Valores para a Data-Base Junho de 2020, Informe técnico. [S.l]: EPE-DEE-IT-066/2020. Disponível em: <https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/Documents/Informe%20T%c3%a9cnico_Banco%20de%20Pre%c3%a7os_jun2020.pdf>. Acesso em: 28 out. 2020.
- FINK, D. G.; BEATY, H. W. (Org.). **Standard handbook for electrical engineers**. New York: McGraw-Hill, 2000.
- GONZÁLEZ DE VALLEJO, L. I. **Ingeniería geológica**. Madrid: Pearson Educación, 2012.
- GRCEV, L.; MARKOVSKI, B.; GRCEVA, S. On Inductance of Buried Horizontal Bare Conductors. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 53, n. 4, p. 1083–1087, 2011.
- GRCEV, L.; POPOV, M. On High-Frequency Circuit Equivalents of a Vertical Ground Rod. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 20, n. 2, p. 1598–1603, 2005.
- GRCEV, L. Modeling of grounding electrodes under lightning currents. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 51, n. 3, p. 559–571, 2009.
- GRCEV, L.; DAWALIBI, F. An electromagnetic model for transients in grounding systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 5, n. 4, p. 1773–1781, 1990.
- GRUBBSTROM, E. **Grounding of a 230 kV Transmission Line over a limestone ridge**. 2011. 119 f. Dissertação (Mestrado) – Teknisk-naturvetenskaplig fakultet UTH-enheten, Uppsala Universitet, Uppsala, 2011.

GUSTAVSEN, B. Improving the pole relocating properties of vector fitting. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 21, n. 3, p. 1587–1592, 2006.

GUSTAVSEN, B. Techniques and Computer Codes for Rational Modelling of Frequency-Dependent Components and Subnetworks. In: MARTINEZ-VELASCO, J. A. (Org.). **Transient Analysis of Power Systems**. Chichester: John Wiley & Sons, 2015. p. 568–580.

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

HACHICH, W. *et al.* **Fundações: teoria e prática**. São Paulo: Pini, 1998.

HE, J.; ZENG, R.; ZHANG, B. **Methodology and technology for power system grounding**. Singapore: IEEE, John Wiley, 2012.

HEIDLER, F. Analytische Blitzstrom-Funktion zur LEMP-Berechnung. In: ICLP, 1.9, 1985, Munich. **Proceedings...** Munich: [s.n.], 1985. p. 63–66.

HOWE, G. W. O. On the Capacity of Radio-Telegraphic Antennae. **The Electrician**, v. 73, p. 829, 859, 906, 1914.

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

IOSSEL, Y. Y.; KOCHANOV, E. S.; STRUNSKII, M. G. **Calculation of electrical capacitance**. Leningrad: Energoisdat, 1981.

JIN, J. M. **The finite element method in electromagnetics**. New York: John Wiley & Sons, 2002.

KALANTAROV, P. L.; CEJTLIN, L. A. **Inductance Calculation**. Leningrad: Energoatomizdat, 1986.

KARAMI, H.; SHESHYEKANI, K. Harmonic Impedance of Grounding Electrodes Buried in a Horizontally Stratified Multilayer Ground: A Full-Wave Approach. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 60, n. 4, p. 899–906, 2018.

KHERIF, O. *et al.* Time-Domain Modeling of Grounding Systems' Impulse Response Incorporating Nonlinear and Frequency-Dependent Aspects. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 60, n. 4, p. 907–916, 2018.

LEE, B. K.; JOE, J. H.; CHOI, J. H. Simulations of Frequency-dependent Impedance of Ground Rods Considering Multi-layered Soil Structures. **Journal of Electrical Engineering and Technology**, v. 4, n. 4, p. 531–537, 2009.

LIMA, A. B. **Medição da Impedância e da Resistência de Aterramento Utilizando Ondas Impulsivas e Cabos de Pequeno Comprimento nos Circuitos de Tensão e de Corrente**. 2015. 114 f. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2015.

LIMA, A. B. **Método para cálculo da impedância de malhas de aterramento de torres de linhas de transmissão.** 2010. 124 f. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2010.

LIMA, A. B. *et al.* Transient ground impedance measurement using a very short current lead. In: 2013 INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION (XII SIPDA), 12., 2013, Belo Horizonte. **Anais...** Belo Horizonte: IEEE, 2013. p. 177–183.

LIMA, A. B. *et al.* Transient grounding impedance and transient resistivity measurements using a very short current lead. **Electric Power Systems Research**, v. 118, p. 69–75, 2015.

LONGMIRE, C. L.; SMITH, K. S. **A universal impedance for soils.** Topical Report for Period July 1-September 30. Santa Barbara: Defense Nuclear Agency, 1975a.

LONGMIRE, C. L.; SMITH, K. S. **A Universal Impedance for Soils.** Fort Belvoir: Defense Technical Information Center, 1975b.

MA, J.; DAWALIBI, F. P.; SOUTHEY, R. D. On the equivalence of uniform and two-layer soils to multilayer soils in the analysis of grounding systems. **IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution**, v. 143, n. 1, p. 49, 1996.

MARTINEZ-VELASCO, JUAN A. **Power System Transients: Parameter Determination.** Boca Raton: CRC Press, 2009.

MESSIER, M. **Another soil conductivity model:** Internal report. Santa Barbara: JAYCOR, 1985.

MOURA, A. P. **Fundações e obras de terra - Aula 02: Investigações do subsolo.** Mucuri: 2016. Notas de Aula.

NAHMAN, J. M. Digital calculation of earthing systems in nonuniform soil. **Archiv für Elektrotechnik**, v. 62, n. 1, p. 19–24, 1980.

NAVARRINA, F.; COLOMINAS, I.; CASTELEIRO, M. Why do computer methods for grounding analysis produce anomalous results? **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 18, n. 4, p. 1192–1202, 2003.

NAZARI, M. *et al.* Impact of Frequency-Dependent Soil Models on Grounding System Performance for Direct and Indirect Lightning Strikes. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, p. 1–11, 2020.

NOGUEIRA, P. J. C. **Influência da Estratificação do Solo na Impedância Impulsiva de Aterramentos de Linhas de Transmissão.** 2002. 133 f. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2002.

ONS. Qualidade do Suprimento. [S.l.: s.n.]. Disponível em: <<http://www.ons.org.br/Paginas/resultados-da-operacao/qualidade-do-suprimento-paineis.aspx>>. Acesso em: 20 dez. 2020. , 2020

PAUL, C. R. **Analysis of Multiconductor Transmission Lines**. Hoboken: Wiley-IEEE Press, 2007.

PETRACHE, E.; CHISHOLM, W. A.; PHILLIPS, A. Evaluating the Transient Impedance of Transmission Line Towers. In: IX INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 9., 2007, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: [s.n.], 2007. p. 1–5.

PORTELA, C.; ALVIM, M. Soluções não convencionais em CA adequadas para transmissão a distância muito longa: uma alternativa para o sistema de transmissão da Amazônia. In: TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA A LONGA DISTÂNCIA, [s.n.], 2007, Recife. **Anais...** Recife: [s.n.], 2007. p. 1–30.

PORTELA, C. M.; TAVARES, M. C.; PISSOLATO, J. Accurate representation of soil behaviour for transient studies. **IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution**, v. 150, n. 6, p. 736–744, 2003.

RACHIDI, F. *et al.* Current and electromagnetic field associated with lightning-return strokes to tall towers. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 43, n. 3, p. 356–367, 2001.

RANCIC, P. D. *et al.* Analysis of linear ground electrodes placed in vertical three-layer earth. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 32, n. 3, p. 1505–1508, 1996.

RODRIGUES, B. D.; VISACRO, S. Portable Grounding Impedance Meter Based on DSP. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**, v. 63, n. 8, p. 1916–1925, 2014.

ROY, C. Review of Discretization Error Estimators in Scientific Computing. In: 48TH AIAA AEROSPACE SCIENCES MEETING INCLUDING THE NEW HORIZONS FORUM AND AEROSPACE EXPOSITION, 48., 2010, Orlando. **Proceedings...** Orlando: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2010.

SADIKU, M. N. O. **Numerical techniques in electromagnetics with MATLAB**. Boca Raton: CRC Press, 2009.

SADIKU, M. N. O. **Elements of electromagnetics**. New York: Oxford University Press, 2001.

SALAMA, M. M. A.; ELSHERBINY, M. M.; CHOW, Y. L. Calculation and interpretation of a grounding grid in two-layer earth with the synthetic-asymptote approach. **Electric Power Systems Research**, v. 35, n. 3, p. 157–165, 1995.

SALARIEH, B. **Electromagnetic Transient Modelling of Power Transmission Line Tower and Tower-Footing Grounding System**. 2019. 159 f. Dissertação (Mestrado). The University of Manitoba, Winnipeg, 2019.

SALARIEH, B.; DE SILVA, J.; KORDI, B. Wideband EMT-Compatible Model for Grounding Electrodes Buried in Frequency Dependent Soil. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, 13., 2019, Perpignan. **Proceedings...** Perpignan: [s.n.], 2019. p. 1–6.

SARAJČEV, P.; VUJEVIĆ, S.; LOVRIĆ, D. Time-harmonic current distribution on conductor grid in horizontally stratified multilayer medium. **Progress in Electromagnetics Research B**, v. 31, p. 67–87, 2011.

SCHROEDER, M. A. O. *et al.* Electric Field of Horizontal Grounding Electrodes. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION (XV SIPDA), 15., 2019, São Paulo. **Proceedings...** São Paulo, Brazil: IEEE, 2019. p. 1–6.

SCOTT, J. H.; CARROLL, R. D.; CUNNINGHAM, D. R. Dielectric constant and electrical conductivity measurements of moist rock: A new laboratory method. **Journal of Geophysical Research**, v. 72, n. 20, p. 5101–5115, 1967.

SONDEQ. Sondas rotativas Sondeq SS15 e SS11. [S.l.]: SONDEQ. Disponível em: <http://www.sondeq.com.br/arquivos/folder_ss15_ss11.pdf>. Acesso em: 2 ago. 2020.

SUDECAP. Tabela de preços - Construção (onerado). [S.l.]: SUDECAP - Superintendência de Desenvolvimento da Capital. Disponível em: <<https://prefeitura.pbh.gov.br/sites/default/files/estrutura-de-governo/obras-e-infraestrutura/2020.05-tabela-de-construcao-onerada.xls>>. Acesso em: 2 ago. 2020.

SUNDE, E. D. **Earth conduction effects in transmission systems**. New York: Dover Publications, 1968.

TAGG, G. F. **Earth Resistances**. [S.l.]: Pitman Publishing Corporation, 1964.

TAKAHASHI, T.; KAWASE, T. Calculation of earth resistance for a deep-driven rod in a multi-layer earth structure. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 6, n. 2, p. 608–614, 1991.

TOSEVA, V. A.; GRCEV, L. Electromagnetic analysis of horizontal wire in two-layered soil. **Journal of Computational and Applied Mathematics**, v. 168, n. 1–2, p. 21–29, 2004.

TOSEVA, V. A.; GRCEV, L. Image and Exact Models of a Vertical Wire Penetrating a Two-Layered Earth. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 53, n. 4, p. 968–976, 2011.

TOSEVA, V. A.; GRCEV, L.; DRISSI, K. E. K. High frequency electromagnetic analysis of horizontal grounding conductor and near-by passive parallel conductor within two-layer soil. In: 15TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOFTWARE, TELECOMMUNICATIONS AND COMPUTER NETWORKS, 15., 2007, Split. **Proceedings...** Split: IEEE, 2007. p. 1–5.

TOSEVA, V. A.; GRCEV, L.; DRISSI, K. E. K. High frequency performance of ground rod in two-layer soil. In: IEEE EUROCON 2017 -17TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON SMART TECHNOLOGIES, 17., 2017, Ohrid, Macedonia. **Proceedings...** Ohrid: IEEE, 2017. p. 914–918.

TRANSMINEIRA. **Estudos de desempenho de linha de transmissão quanto a surtos atmosféricos e avaliação de risco à 60 Hz, LT 230 kV Irapé-Araçuaí 2, ES-363-001**. Belo Horizonte: Cia Transmineira de Transmissão, 2007.

TURNER, M. J. *et al.* Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures. **Journal of the Aeronautical Sciences**, v. 23, n. 9, p. 805–823, 1956.

VAINER, A. L. Impulse Characteristics of Complex Earth Grids. **Elektrichestvo**, v. 3, p. 107–117, 1965.

VASCONCELOS, J. A. **Eletromagnetismo**. Belo Horizonte: 2017. Notas de Aula.

VISACRO, S. Statistical analysis of lightning current parameters: Measurements at Morro do Cachimbo Station. **Journal of Geophysical Research**, v. 109, n. D1, p. D01105, 2004.

VISACRO, S. What Engineers in Industry Should Know About the Response of Grounding Electrodes Subject to Lightning Currents. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. 51, n. 6, p. 4943–4951, 2015.

VISACRO, S.; ALIPIO, R. Frequency Dependence of Soil Parameters: Experimental Results, Predicting Formula and Influence on the Lightning Response of Grounding Electrodes. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 27, n. 2, p. 927–935, 2012.

VISACRO, S.; ALIPIO, R.; ASSIS, L.; HE, J. Effects of soil stratification on results provided by Visacro-Alipio methodology to determine frequency dependence of soil parameters. In: ASIA-PACIFIC INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING (APL), 9., 2015, Nagoya. **Proceedings...** Nagoya, Japan: 9th Asia-Pacific Conference on Lightning, 2015. p. 174–177.

VISACRO, S.; SARAIVA, A. C.; SOARES, A. Análise do comportamento de configurações típicas do aterramento de telecomunicações na incidência de descargas atmosféricas - aspectos de aplicação. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE PROTEÇÃO CONTRA DESCARGAS ATMOSFÉRICAS, [s.n.], 1997, São Paulo. **Anais...** São Paulo: IEE-USP/FE-UNESP, 1997. p. 1–6.

VISACRO, S.; SILVEIRA, F. H.; DE CONTI, A. The Use of Underbuilt Wires to Improve the Lightning Performance of Transmission Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 27, n. 1, p. 205–213, 2012.

VISACRO, S.; SOARES, A. HEM: A Model for Simulation of Lightning-Related Engineering Problems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 20, n. 2, p. 1206–1208, 2005.

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

VUJEVIĆ, S.; SARAJČEV, P.; LOVRIĆ, D. Time-harmonic analysis of grounding system in horizontally stratified multilayer medium. **Electric Power Systems Research**, v. 83, n. 1, p. 28–34, 2012.

Apêndice A

ASPECTOS RELACIONADOS AO PROGRAMA HFSS E IMPLEMENTAÇÃO DO PROBLEMA DE ATERRAMENTO ELÉTRICO

Aspectos do programa HFSS são apresentados a seguir, como uma breve explicação do FEM e características relacionadas a implementação do problema de aterramento elétrico no *software*. O princípio deste apêndice é o de facilitar a reprodução dos resultados, algo necessário em trabalhos científicos, e servir como referência de estudo para outros pesquisadores ou usuários do programa HFSS. A máquina empregada para as simulações é o servidor Lenovo x3550 M5, com dois processadores Intel® Xeon® E5-2640 v3 e 128 GB de memória RAM, localizado nos laboratórios da Engenharia Elétrica da UFMG, Campus Pampulha.

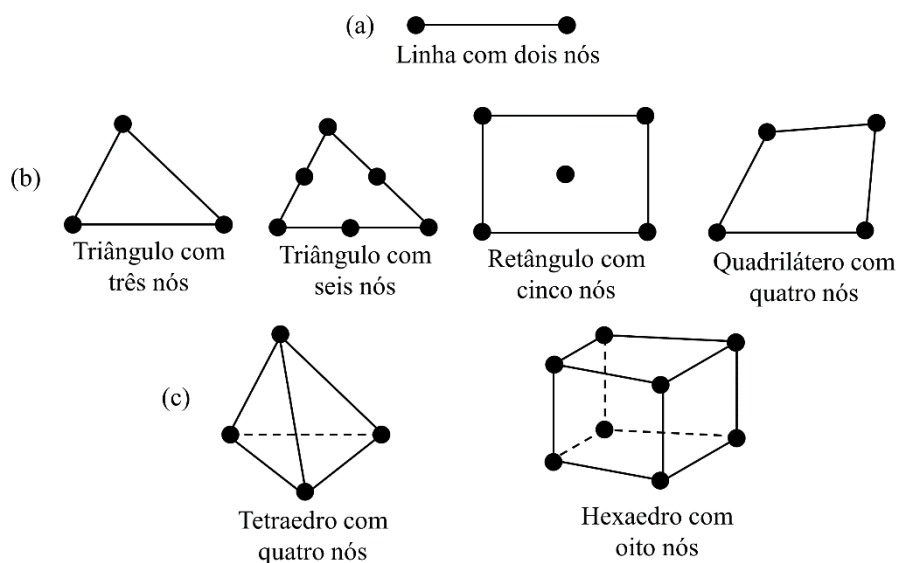
a) Breve resumo dos Método dos Elementos Finitos e seu uso no programa HFSS

O MEF possui origens na década de 1950 em análises estruturais de aviões, sendo formulado em 1956 (TURNER *et al.*, 1956), enquanto o termo elemento finito é empregado em 1960 (CLOUGH, 1960). Ele se baseia na divisão do problema em sub-regiões, chamadas de elementos finitos, que podem ser uni, bi ou tridimensionais, como ilustrado na Figura A.1. O uso de elementos triangulares em duas ou três dimensões é o mais comum por facilitar a aproximação de outras geometrias (JIN, 2002).

Como ilustrado na Figura A.2, um domínio será discretizado por elementos finitos constituídos por nós e fronteiras. Os parâmetros que governam os elementos finitos serão definidos em suas fronteiras e estimados no interior dos elementos por meio da interpolação de funções polinomiais. Em seguida, é feito o processo de associação dos todos os elementos

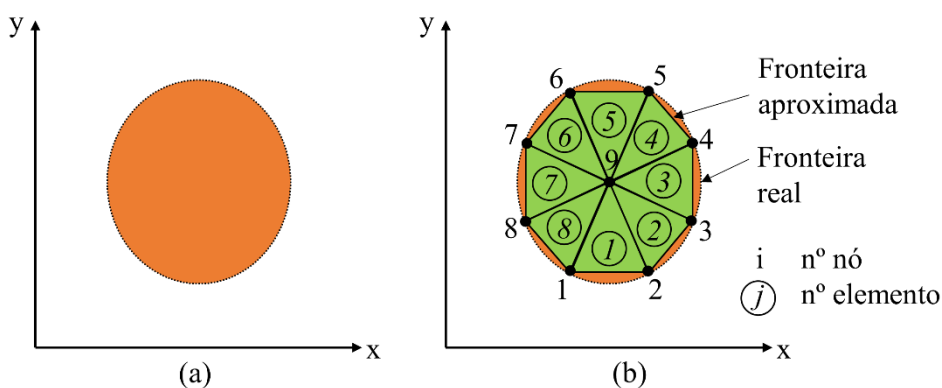
finitos do domínio, considerando suas fronteiras e nós. Funções de forma e funcionais de energia são aplicados ao problema, que é representado na notação matricial. O sistema final de equações lineares, constituído por uma matriz global de coeficientes, é solucionado e a resposta aproximada obtida por meio do MEF pode ser empregada na análise do problema (SADIKU, 2009).

Figura A.1 – Elementos finitos usuais em (a) uma, (b) duas e (c) três dimensões



Fonte: Adaptado de (SADIKU, 2009)

Figura A.2 – Domínio bidimensional discretizado por elementos finitos triangulares



Fonte: Adaptado de (SADIKU, 2009)

No programa HFSS, o MEF é aplicado às equações de onda eletromagnéticas. Para deduzi-las, considere as Equações de Maxwell na forma diferencial para a condição de corrente de condução nula e inexistência de cargas – domínio do tempo (SADIKU, 2001):

$$\text{Lei de Gauss: } \vec{\nabla} \cdot \mathbf{E} = 0, \quad (\text{A1})$$

$$\text{Lei de Gauss para o magnetismo: } \vec{\nabla} \cdot \mathbf{B} = 0, \quad (\text{A2})$$

$$\text{Lei de Faraday para a indução: } \vec{\nabla} \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (\text{A3})$$

$$\text{Lei de Ampère-Maxwell: } \vec{\nabla} \times \mathbf{H} = \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \text{ ou } \vec{\nabla} \times \mathbf{B} = \mu \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t}. \quad (\text{A4})$$

Para obter as equações de onda para o campo elétrico \mathbf{E} e magnético \mathbf{H} , apliquemos o operador rotacional às Equações (A3) e (A4). Começando pela Lei de Faraday para a indução:

$$\vec{\nabla} \times (\vec{\nabla} \times \mathbf{E}) = -\vec{\nabla} \times \left(\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \right) = -\frac{\partial}{\partial t} (\vec{\nabla} \times \mathbf{B}), \quad (\text{A5})$$

que, por meio da Lei de Ampère-Maxwell, resulta em:

$$\vec{\nabla} \times (\vec{\nabla} \times \mathbf{E}) = -\frac{\partial}{\partial t} (\vec{\nabla} \times \mathbf{B}) = -\frac{\partial}{\partial t} \left(\mu \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \right) = -\mu \varepsilon \frac{\partial \mathbf{E}^2}{\partial t^2}. \quad (\text{A6})$$

Embora a continuação mais comum seja aplicar uma identidade vetorial e obter uma expressão função do laplaciano de \mathbf{E} , tomaremos a Lei de Faraday para a indução em função do campo elétrico e a Equação (A6) reescrita da seguinte forma:

$$\vec{\nabla} \times \mathbf{E} = -\mu \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t}, \quad (\text{A7})$$

$$\vec{\nabla} \times (\vec{\nabla} \times \mathbf{E}) + \mu \varepsilon \frac{\partial \mathbf{E}^2}{\partial t^2} = 0. \quad (\text{A8})$$

As expressões obtidas são definidas no domínio do tempo, mas, para uso do FEM, devem ser convertidas para o domínio da frequência. Assim, empregando o termo E_s e H_s para os fasores de intensidade de campo elétrico e magnético, respectivamente, além de utilizar a conversão de derivada no tempo para frequência, $\partial/\partial t \leftrightarrow j\omega$, em que ω é a velocidade angular, obtemos:

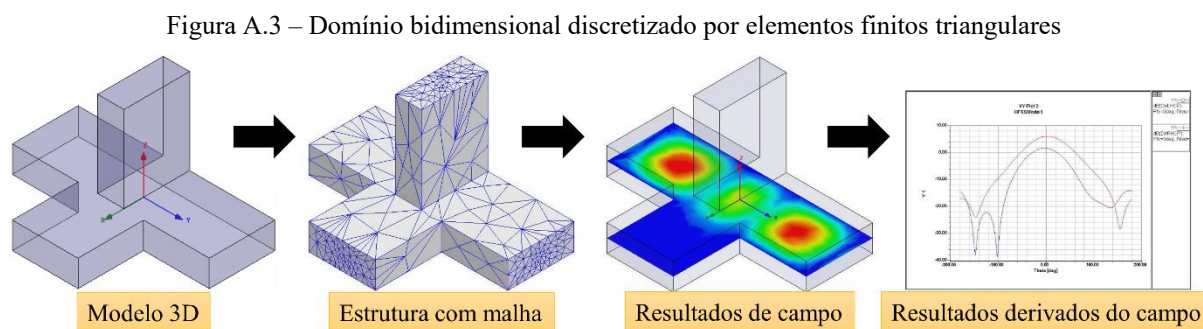
$$\vec{\nabla} \times (\vec{\nabla} \times E_s) - \mu \varepsilon \omega^2 E_s = 0, \quad (\text{A9})$$

$$\vec{\nabla} \times E_s = -j\mu\omega H_s \Rightarrow H_s = \frac{j}{\mu\omega} (\vec{\nabla} \times E_s). \quad (\text{A10})$$

que são as expressões indicadas para solução do problema eletromagnético no HFSS, em acréscimo das relações constitutivas – obtém-se E_s para depois estimar H_s (ANSOFT, 2009).

Como indicado em (ANSOFT, 2009), o HFSS discretiza os problemas tridimensionais em tetraedros e, por meio do conjunto desses elementos finitos, define uma malha no domínio. As condições de fronteira e valores de excitação para o problema, seguindo as Equações (A9)

e (A10), são inter-relacionadas por meio dos elementos finitos, soluções para o campo elétrico e magnético são obtidas e resultados diversos podem ser visualizados pelo usuário, como indicado na Figura A.3.



Fonte: Adaptado de (ANSOFT, 2009)

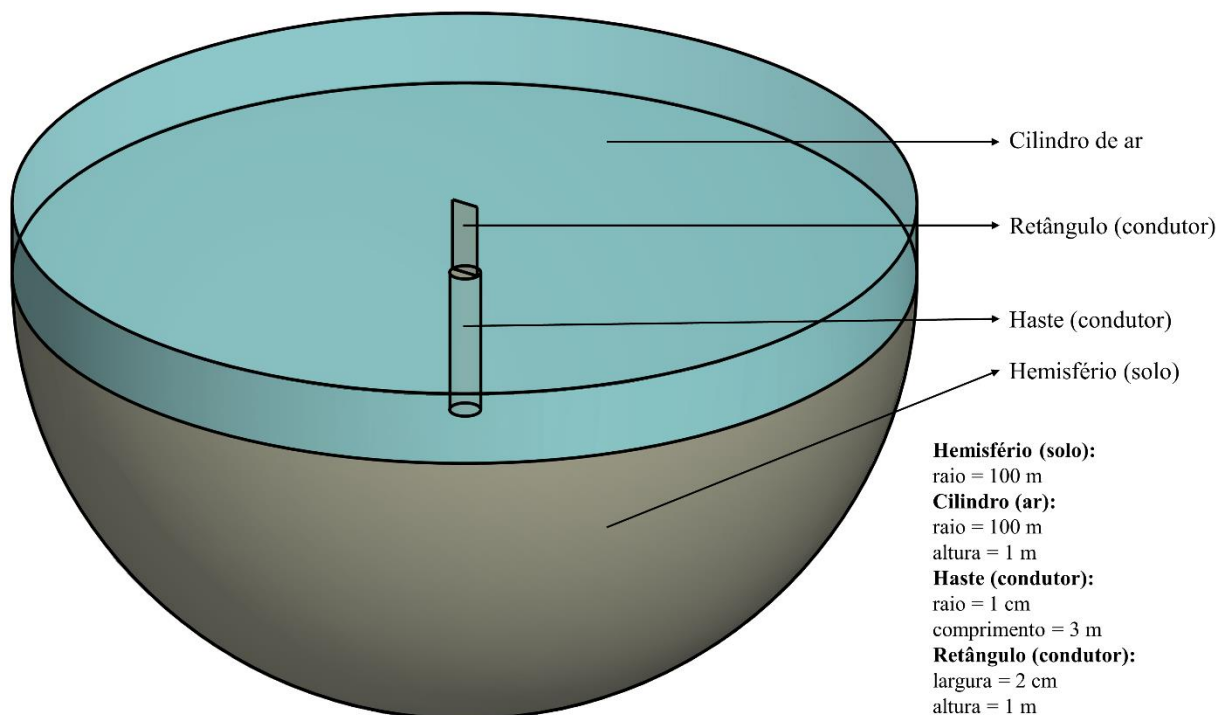
b) Implementação de um problema de aterramento elétrico no programa HFSS

Por ser um programa com maior foco em antenas ou problemas eletromagnéticos com frequências usualmente superiores às máximas estudadas em aterramentos elétricos, a implementação requer certo cuidado e criatividade. A visualização de problemas similares no HFSS ou outra ferramenta numérica que solucione EMF é justificada como ponto de partida para a elaboração do estudo no programa. No caso de aterramentos, um caso com certa similaridade com o programa é o de uma antena monopolo, em que a parte condutora se encontra imersa em um meio distinto do ar.

Uma das formas possíveis de implementação do problema no HFSS é apresentada por (SALARIEH, 2020; SALARIEH; DE SILVA; KORDI, 2019), a qual será exemplificada em detalhes. O domínio do problema no HFSS será composto por um hemisfério, constituído de solo, conectando a um cilindro de ar com certa altura e raio igual ao do hemisfério – optou-se por substituir o cone de (SALARIEH; DE SILVA; KORDI, 2019) por um cilindro de ar para facilitar a ilustração do problema. Para o caso de uma haste, o eletrodo vertical será inserido no solo e, conectando o topo da haste ao topo do cilindro de ar, um retângulo servirá como caminho para excitação do condutor. A estrutura final é similar à ilustrada na Figura A.4, que também mostra os dados empregados para o problema implementado no programa HFSS.

A superfície externa do domínio, o que inclui a casca do hemisfério, as laterais e o topo do cilindro, é definida como um condutor elétrico perfeito (CEP) e o retângulo servirá como referência para especificar uma fonte de campo elétrico, no sentido do topo do cilindro ao topo

Figura A.4 – Estrutura do problema de aterramento implementado no HFSS (fora de escala)



Fonte: Dados da pesquisa

da haste no solo. Tanto o retângulo como a haste são considerados materiais condutores no problema, como o cobre ou mesmo CEP. Com base na descrição do problema, podemos implementá-lo agora no HFSS.

Abre-se o programa HFSS e inicia-se um novo arquivo, por meio do comando *File, New*. Como indicado na Figura A.5, um novo esboço deve ser inserido, por meio do ícone *Insert HFSS design*. Assim, pode-se definir o problema.

Figura A.5 – Programa HFSS aberto e indicação da opção *Insert HFSS design*



Fonte: Dados da pesquisa

Em *Modeler, Units...*, a unidade do problema é alterada de mm para metros. Define-se uma esfera de raio igual a 100 m centrada em (0;0;0) m, em que as posições correspondem aos eixos cartesianos x , y e z , por meio do ícone *Draw sphere*. Para criar um hemisfério, um

paralelepípedo é implementado no ícone *Draw box*, centrado em $(-150;-150;0)$ m e comprimento de 300 m em x e y , além de 150 m em z . Como indicado na Figura A.6, selecionando *Box1* e *Sphere1*, respectivamente, o paralelepípedo e a esfera, uma operação de subtração deve ser realizada: *Sphere1-Box1*, o que resulta no hemisfério desejado.

Um cilindro com centro em $(0;0;0)$, altura de 1 m e raio de 100 m deve ser implementado por meio do comando *Draw cylinder*. A haste, também definida como um cilindro, é centrada em $(0;0;0)$ m, apresenta 1 cm de raio e 3 m de comprimento neste exemplo. Por fim, um retângulo ligando as coordenadas $(0;-0,01;0)$ m a $(0;0,01;1)$ m é definido para a excitação da haste. A Figura A.7 ilustra o desenho final no programa HFSS após os procedimentos e com a definição de transparência de 90% nos objetos para uma melhor visualização das geometrias.

As geometrias até aqui implementadas não podem ter seu espaço preenchido por outros objetos, ou seja, é necessário realizar operações matemáticas para subtração ou interseção das mesmas. Para facilitar essa tarefa, é necessário realizar a subtração do hemisfério com a haste, além do cilindro de ar com o retângulo. Na operação de subtração, a opção de clonar os objetos deve ser selecionada para manter os objetos no domínio do programa.

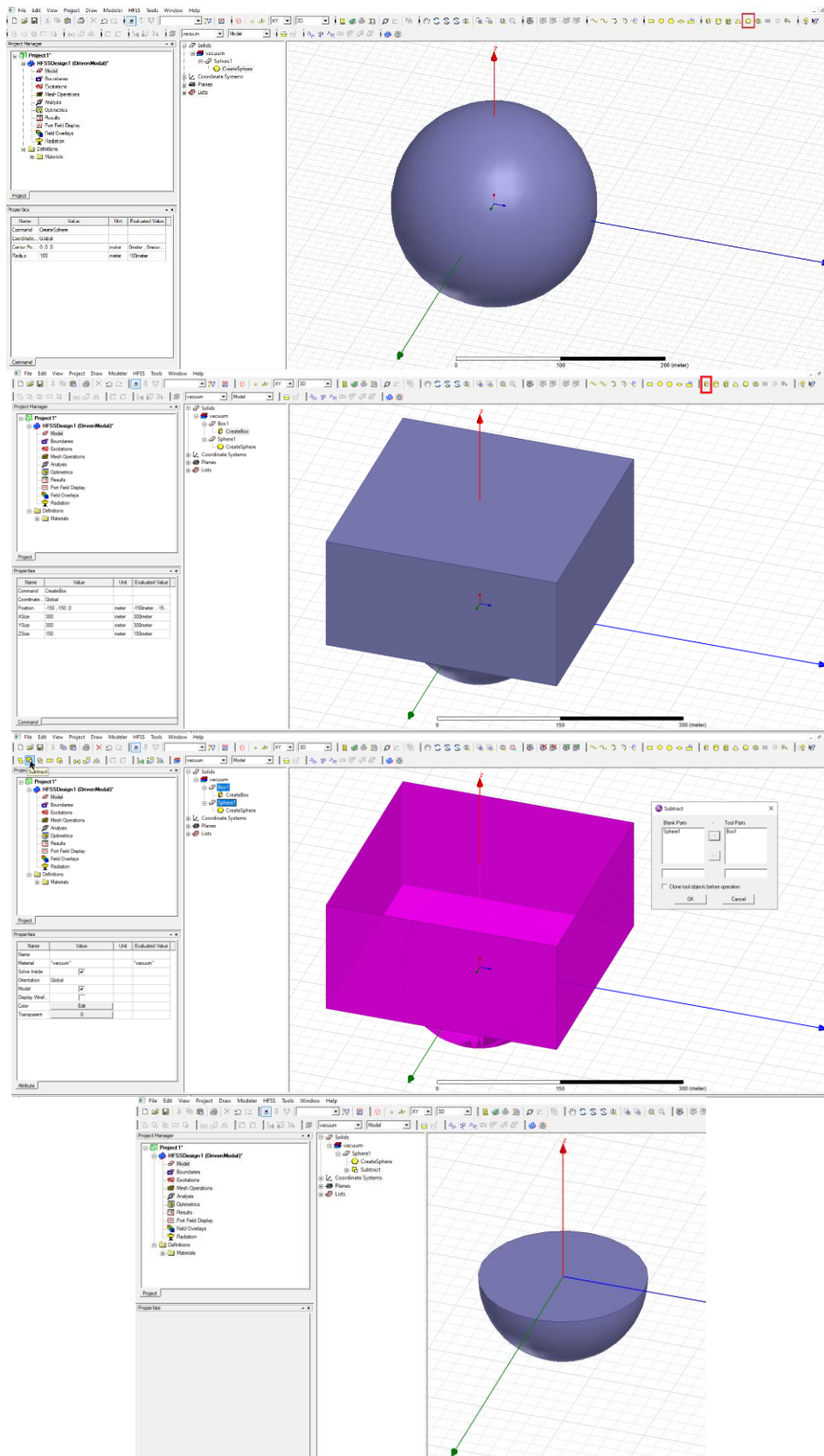
A próxima etapa é a definição dos materiais dos objetos. Como ilustrado na Figura A.8, a janela de edição de biblioteca deve ser acionada por meio da pasta *Materials, Edit Library*. Na nova janela, devemos clicar em *Add Material* e definir o solo do problema. Basta definir o nome do novo material e adicionar os valores de suas propriedades elétricas, como, para esse exemplo supondo um meio com $\rho = 1000 \Omega\text{m}$ ou $\sigma = 1/1000 \text{ S/m}$, $\epsilon_r = 10$ e $\mu_r = 1$. O botão OK pressionado nas duas janelas confirma a ação.

Na aba que apresenta as propriedades de cada objeto, cada objeto deve ter seu material definido por meio do campo *Attribute, Material*. No caso do cilindro de ar, deve-se clicar em *edit* na opção *Material* e selecionar *air* para sua atribuição ao objeto. De forma análoga, a haste deve ser atribuída por *copper* e o hemisfério pelo material do solo, como indicado na Figura A.9.

É necessário selecionar todas as faces externas do hemisfério e do cilindro de ar por meio da tecla *F* do teclado, clicar com o botão direito do *mouse*, ir em *Assign Boundary*, clicar em *Perfect E* e escolher OK para atribuir um CEP no contorno do domínio do problema, vide Figura A.10.

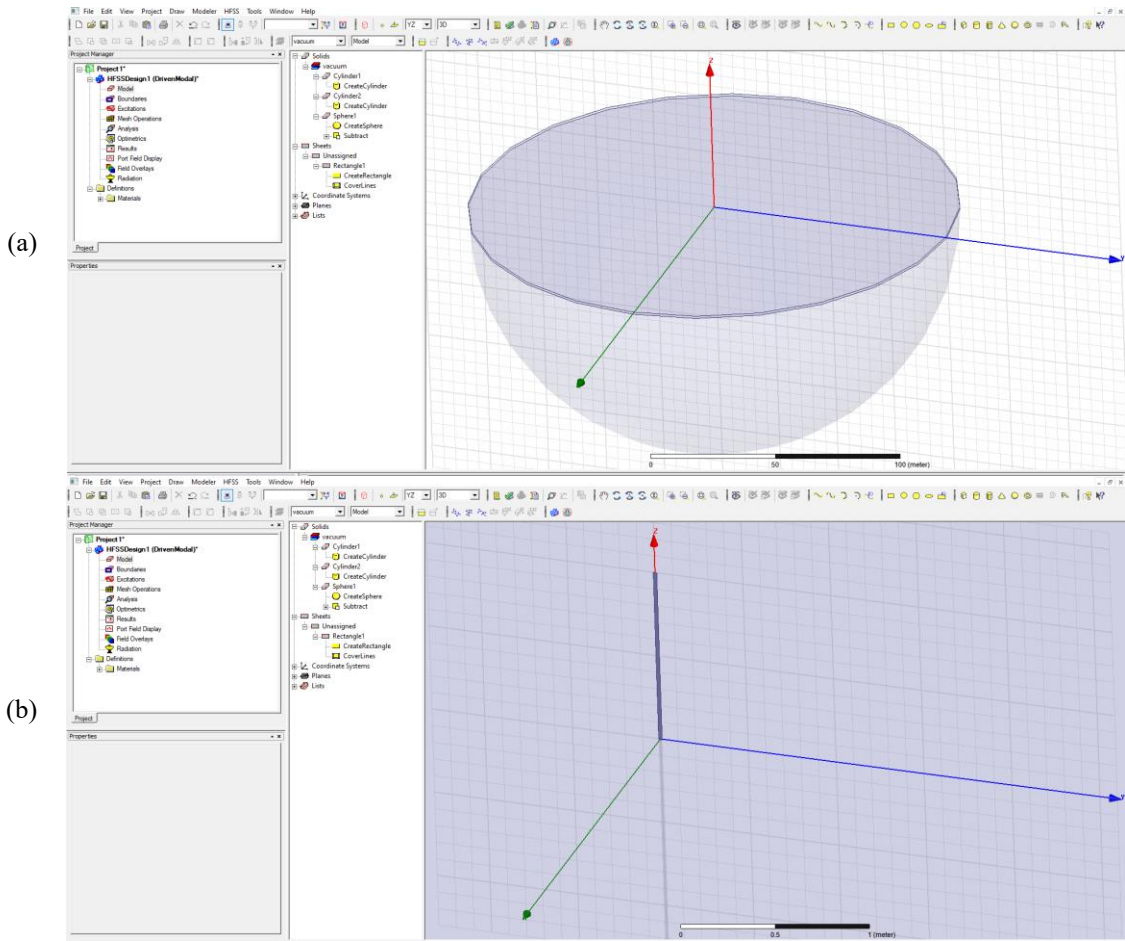
A fonte de excitação é definida ao clicar com o botão direito no retângulo implementado, selecionar *Assign Excitation* e escolher *Lumped Port*. Como mostrado na Figura A.11, clique em avançar e selecione *New Line* em *Integration Line*. Na janela dos objetos e

Figura A.6 – Definição da esfera e paralelepípedo no programa HFSS, bem como o hemisfério resultante da operação de subtração entre geometrias



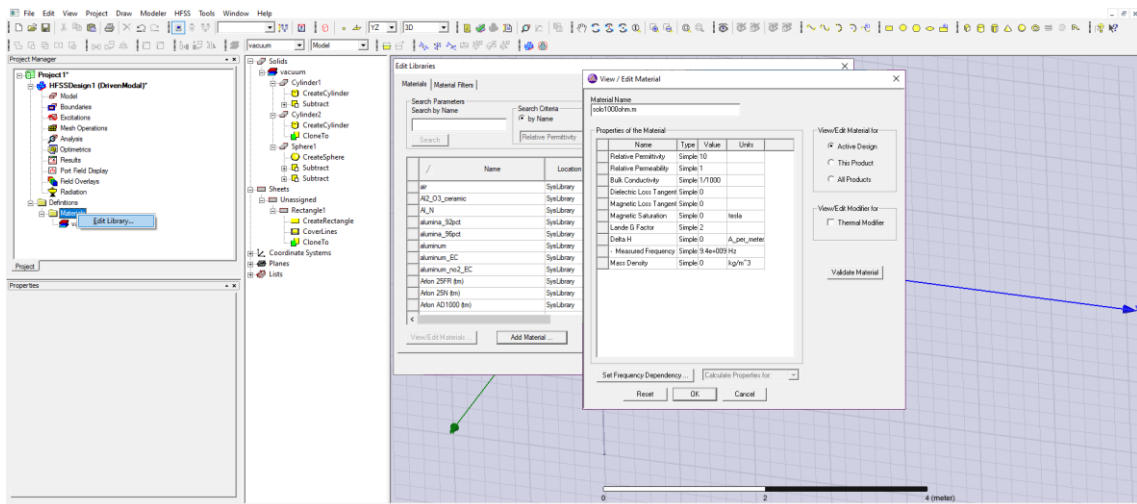
Fonte: Dados da pesquisa

Figura A.7 – (a) Desenho final dos objetos no HFSS para o problema de aterramento e (b) foco no retângulo ligado à haste.



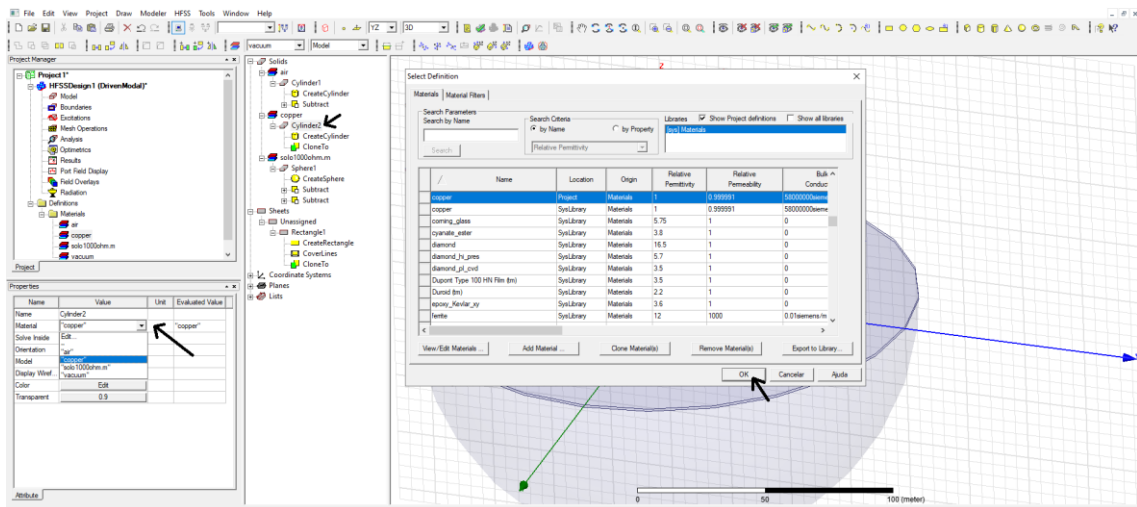
Fonte: Dados da pesquisa

Figura A.8 – Definição de um novo material no HFSS



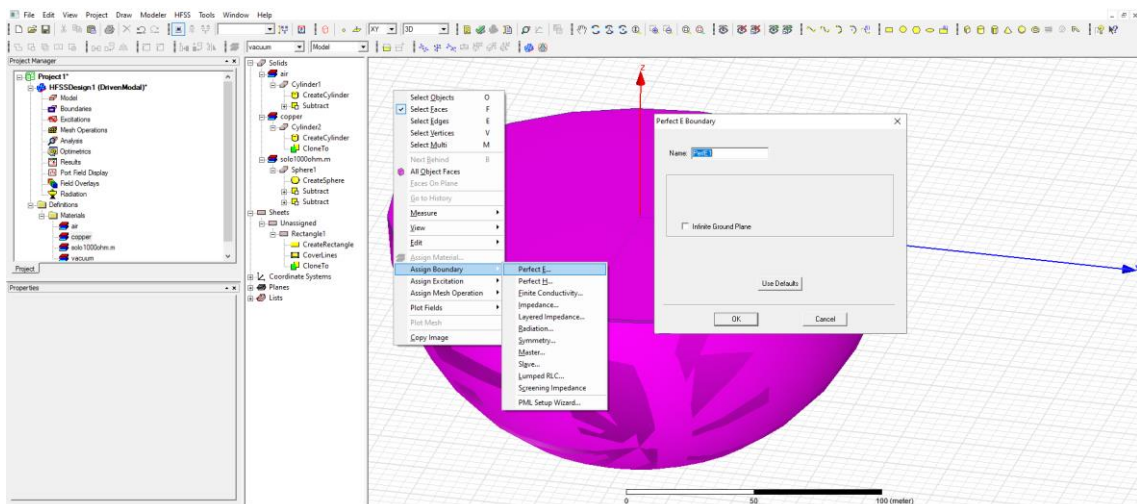
Fonte: Dados da pesquisa

Figura A.9 – Atribuição de materiais a objetos no HFSS



Fonte: Dados da pesquisa

Figura A.10 – Definição de um CEP na superfície externa do problema



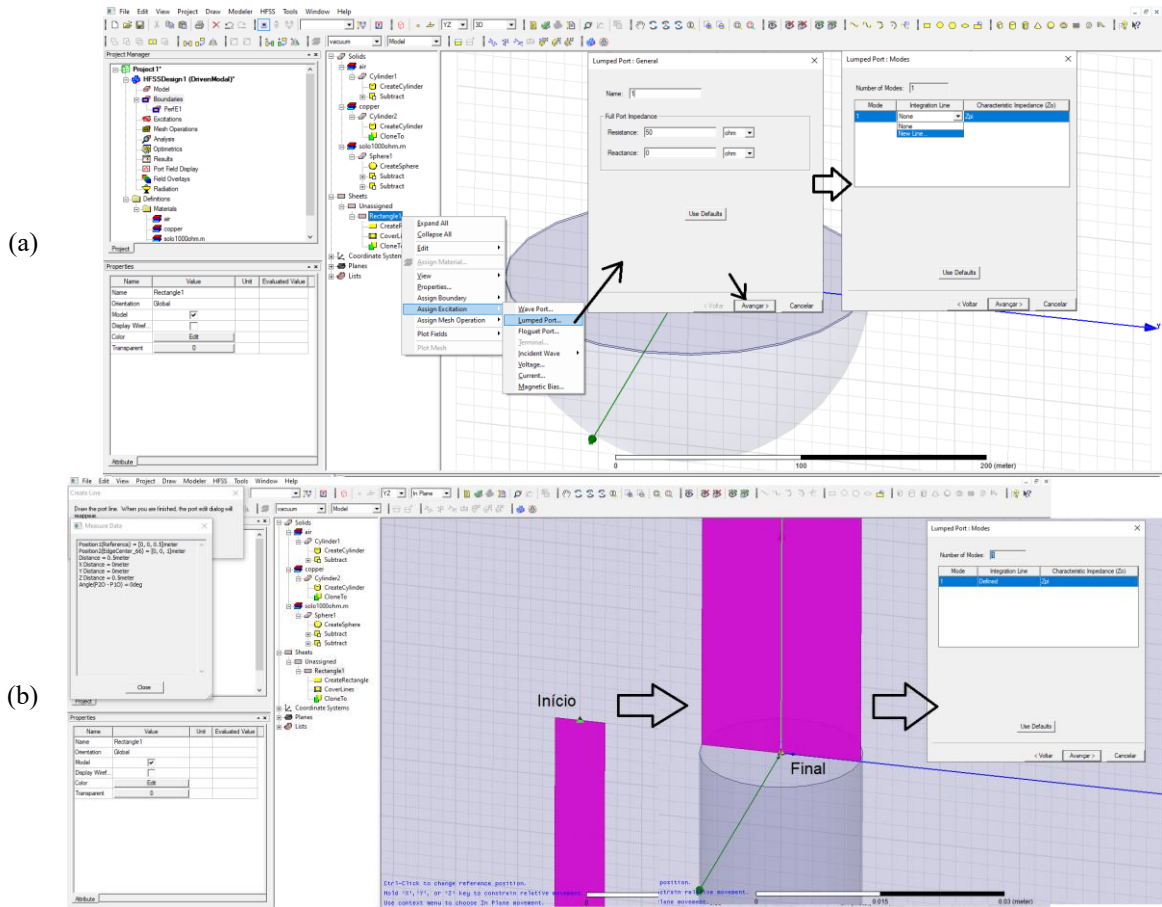
Fonte: Dados da pesquisa

alterando o plano de desenho para XZ, selecione o ponto central no topo do retângulo e, na sequência, o ponto central na extremidade do objeto em contato com a haste. Clique em avançar nas duas próximas janelas e a fonte será definida.

A solução no domínio da frequência é definida por meio da opção *Analysis, Add Solution Setup*. Na nova janela, selecione uma frequência base para a simulação, como a máxima que será avaliada para o problema e clique em OK.

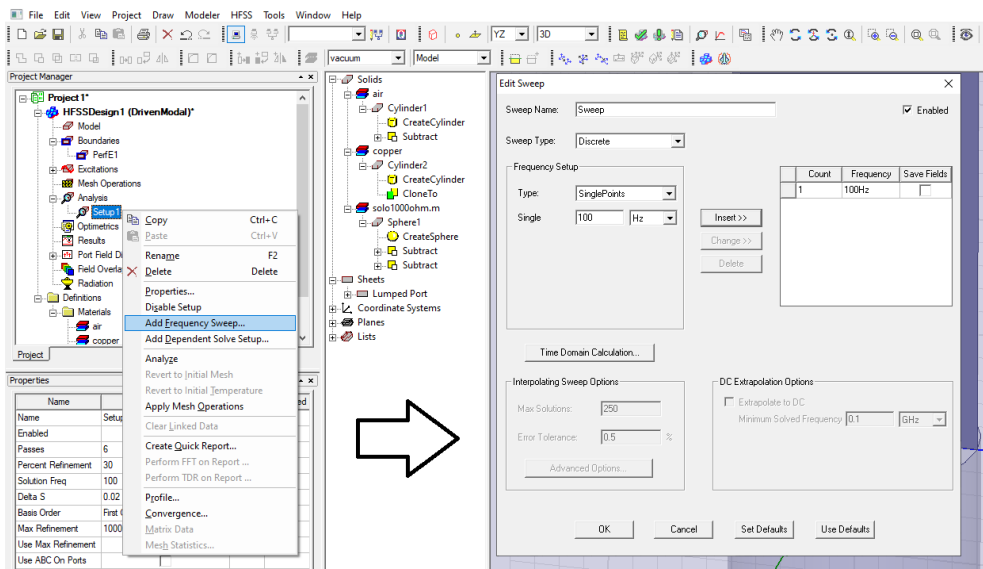
Após a definição da frequência base, como indicado na Figura A.12, uma varredura na frequência pode ser definida. Selecione uma varredura discreta e indique os pontos de

Figura A.11 – Definição da fonte de excitação para o problema avaliado



Fonte: Dados da pesquisa

Figura A.12 – Definição das frequências escolhidas para a simulação no HFSS

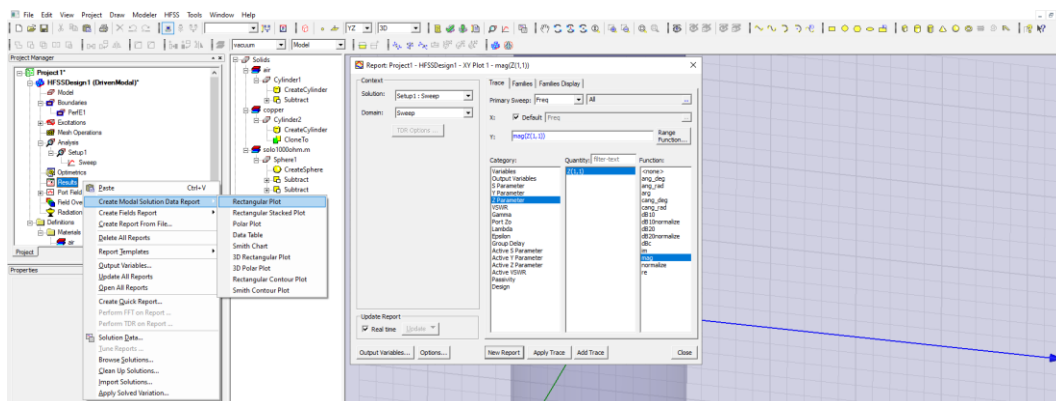


Fonte: Dados da pesquisa

frequência desejados e clique em OK. No exemplo, para fins de demonstração, apenas a frequência de 100 Hz é indicada.

Verifique em *HFSS, Validation Check* se todas as etapas do projeto foram definidas e, em caso afirmativo, selecione *HFSS, Analyze All* para começar a simulação. Após o fim da execução, é possível ver o resultado da impedância, por exemplo, em *Results, Create Modal Solution Data Report, Rectangular Plot*, como mostrado na Figura A.13. O resultado da magnitude da impedância é apresentado ao selecionar a categoria *Z Parameter*, função *mag* e clicar em *New Report*. Neste exemplo, um valor de $310,7 \Omega$ é estimado, enquanto a fórmula analítica para o mesmo problema reporta um valor de $323,1 \Omega$, cerca de 4% acima do apresentado pelo HFSS. O uso de um cone no lugar do cilindro de ar e uma discretização maior da malha, entre outros detalhes, permite a obtenção de valores mais precisos para o problema sob estudo no HFSS, como apresentado em (SALARIEH, 2020).

Figura A.13 – Verificação dos resultados da simulação no HFSS



Fonte: Dados da pesquisa

Apêndice B

FÓRMULAS PARA O CÔMPUTO DA IMPEDÂNCIA HARMÔNICA DE ATERRAMENTO POR MEIO DO MODELO DE LT

Neste apêndice são apresentadas fórmulas que podem ser utilizadas para o cômputo da resistência e impedância harmônica de aterramento por meio da teoria de LT. Alguns casos básicos são utilizados para apresentar o procedimento para dedução de expressões de resistência, capacitância e indutância, enquanto outros apresentam diretamente as expressões finais para seu cômputo.

a) Procedimento para o cômputo da impedância harmônica de aterramento segundo (BOURG; SACEPE; DEBU, 1995)

Este item é uma reprodução da Seção 2.3.1 e permite a leitura do Apêndice D sem a necessidade da constante troca de páginas para verificar expressões e relações indicadas no Capítulo 2 – de certa forma, implica na independência do Apêndice D em relação ao texto anteriormente apresentado no trabalho e auxilia em sua organização.

Para um certo problema de aterramento elétrico, se houverem fórmulas para o cômputo da resistência R , capacitância C e indutância L do condutor ou malha, o procedimento apresentado em (BOURG; SACEPE; DEBU, 1995) pode ser empregado para o cômputo da impedância harmônica de aterramento $Z(\omega)$. A ideia por trás do procedimento é calcular $Z(\omega)$ como a impedância de entrada de uma linha de transmissão em aberto no interior do solo, algo similar ao problema de aterramento elétrico. Assim, pode-se escrever que:

$$Z(\omega) = Z_c \coth(\gamma l), \quad (\text{A11})$$

em que l é o comprimento do condutor, Z_c é a impedância característica:

$$Z_c = \sqrt{Z'/Y'}, \quad (\text{A12})$$

γ é a constante de propagação:

$$\gamma = \sqrt{Z'Y'}, \quad (\text{A13})$$

Z' e Y' são, respectivamente, a impedância longitudinal e a admitância transversal da malha de aterramento:

$$Z' = R'_g + j\omega L', \quad (\text{A14})$$

$$Y' = G' + j\omega C', \quad (\text{A15})$$

R'_g e L' são a resistência e indutância longitudinais por unidade de comprimento e G' e C' são a condutância e capacitância transversais por unidade de comprimento do condutor:

$$R'_g = R_g/l, \quad (\text{A16})$$

$$L' = L/l, \quad (\text{A17})$$

$$G' = G/l = (Rl)^{-1}, \quad (\text{A18})$$

$$C' = C/l. \quad (\text{A19})$$

Usualmente, R'_g pode ser suprimido na Equação (A14) e G' é estimado por meio da resistência externa R entre o condutor e o solo, como indicado na Equação (A18). Outro procedimento comum é a obtenção da expressão de C por meio da hipótese quase-estática:

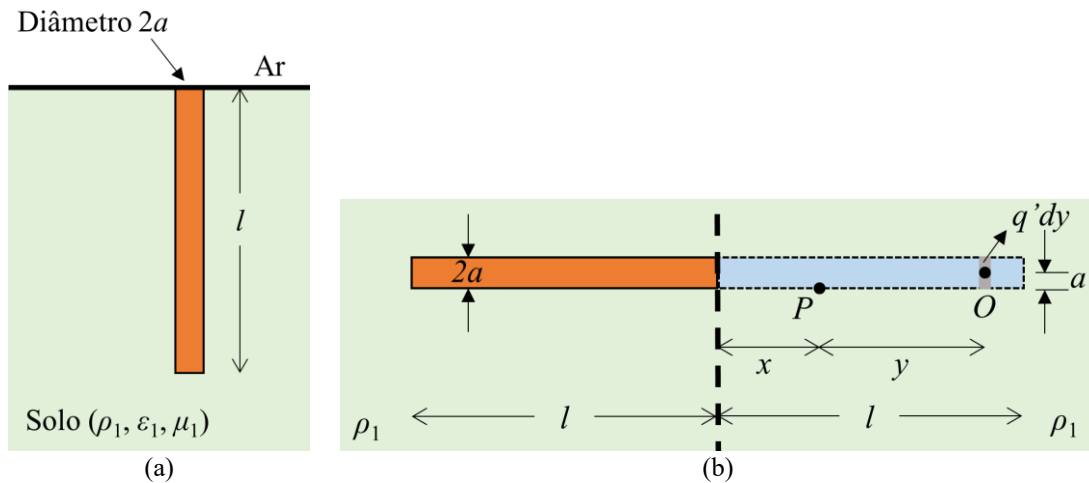
$$RC = \rho\epsilon \Rightarrow C = \rho\epsilon/R = \rho\epsilon G. \quad (\text{A20})$$

Assim, obtém-se um modelo baseado na teoria de LT para a estimativa de $Z(\omega)$ e que pode ser empregada para o cômputo da impedância impulsiva Z_P por meio de técnicas que convertam a resposta do aterramento no domínio da frequência para o domínio do tempo.

b) O caso básico de um eletrodo vertical imerso em um solo homogêneo

Uma situação comum na prática é o uso de uma haste ou eletrodo vertical como aterramento elétrico em um solo suposto uniforme do ponto de vista elétrico. Nessa situação, ilustrada na Figura A.14 (a), devemos calcular L' , C' e G' para calcular $Z(\omega)$ por meio da Equação (A11).

Figura A.14 – (a) Ilustração do problema de aterramento composto por um eletrodo vertical em um solo homogêneo e (b) avaliação por meio do Método das Imagens.



Fonte: Adaptado de (TAGG, 1964)

Para o caso em que a condutância transversal G é escolhida como primeira dedução, pode-se usar o método da carga uniforme para alcançar tal objetivo (HOWE, 1914; TAGG, 1964). O Método das Imagens é aplicado ao problema e resulta na condição ilustrada na Figura A.14 (b). O potencial elétrico V_{P-O} no ponto P devido à carga infinitesimal $q'dy$ em O , omitindo a parcela $(4\pi\epsilon)^{-1}$ na expressão, vale (TAGG, 1964):

$$V_{P-O} = \frac{q'dy}{\sqrt{a^2 + y^2}}, \quad (\text{A21})$$

em que a é o raio do condutor.

A forma para o cálculo de V_{P-O} , como a razão entre a carga e a distância entre dois pontos pode confundir o leitor em um primeiro momento, logo, uma observação sobre sua origem é de grande interesse. Para isso, recorre-se a fórmula do campo elétrico E gerado por uma carga puntiforme q à distância r obtida pela lei de Coulomb (SADIKU, 2001):

$$E = \frac{1}{4\pi\epsilon} \frac{q}{r^2} \hat{r}. \quad (\text{A22})$$

O potencial elétrico φ é definido como a integral de linha do campo elétrico ao longo do percurso l_i :

$$\varphi = \int E dl_i = rE \quad (\text{A23})$$

caso o campo elétrico seja constante ao longo do percurso e $l_i = r$. Substituindo a Equação (A22) em (A23), chega-se a:

$$\varphi = \frac{1}{4\pi\epsilon} \frac{q}{r}, \quad (\text{A24})$$

que, normalizada pela parcela $(4\pi\epsilon)^{-1}$, resulta na Equação (A21).

A Equação (A21) deve ser integrada ao longo de y para o cômputo do potencial elétrico V_P no ponto P devido à carga total nos condutores. Duas integrais, uma de $y = 0$ a $l-x$ e outra de $y = 0$ a $l+x$, podem ser realizadas para este fim:

$$V_P = V_{P1} + V_{P2} \Rightarrow V_{P1} = \int_{y=0}^{l-x} \frac{q' dy}{\sqrt{a^2 + y^2}} = q' \ln \left(\frac{l-x + \sqrt{a^2 + (l-x)^2}}{a} \right), \quad (\text{A25})$$

$$V_{P2} = \int_{y=0}^{l+x} \frac{q' dy}{\sqrt{a^2 + y^2}} = q' \ln \left(\frac{l+x + \sqrt{a^2 + (l+x)^2}}{a} \right),$$

$$V_P = q' \ln \left(\frac{\left(l-x + \sqrt{a^2 + (l-x)^2} \right) \left(l+x + \sqrt{a^2 + (l+x)^2} \right)}{a^2} \right). \quad (\text{A26})$$

O potencial elétrico médio $V = V_P/l$ ao longo do eletrodo será calculado como:

$$V = \frac{q'}{l} \int_{x=0}^l \ln \left(\frac{\left(l-x + \sqrt{a^2 + (l-x)^2} \right) \left(l+x + \sqrt{a^2 + (l+x)^2} \right)}{a^2} \right) dx \Rightarrow$$

$$V = q' \left\{ \frac{a}{l} - \frac{\sqrt{a^2 + 4l^2}}{l} + 2 \ln \left(\frac{2l + \sqrt{a^2 + 4l^2}}{a} \right) \right\} \approx 2q' \left\{ \ln \left(\frac{4l}{a} \right) - 1 \right\} \text{ para } l \gg a.$$

A capacitância C será a razão entre carga total (real e imagem) e a tensão V :

$$C = \frac{q}{V} = \frac{2q'l}{V} \Rightarrow \frac{1}{C} = \frac{1}{l} \left\{ \ln \left(\frac{4l}{a} \right) - 1 \right\} \text{ para } l \gg a. \quad (\text{A28})$$

Por meio da relação entre R e C apresentada por (TAGG, 1964):

$$R = \frac{\rho}{2\pi C}, \quad (\text{A29})$$

a fórmula da resistência da haste é deduzida:

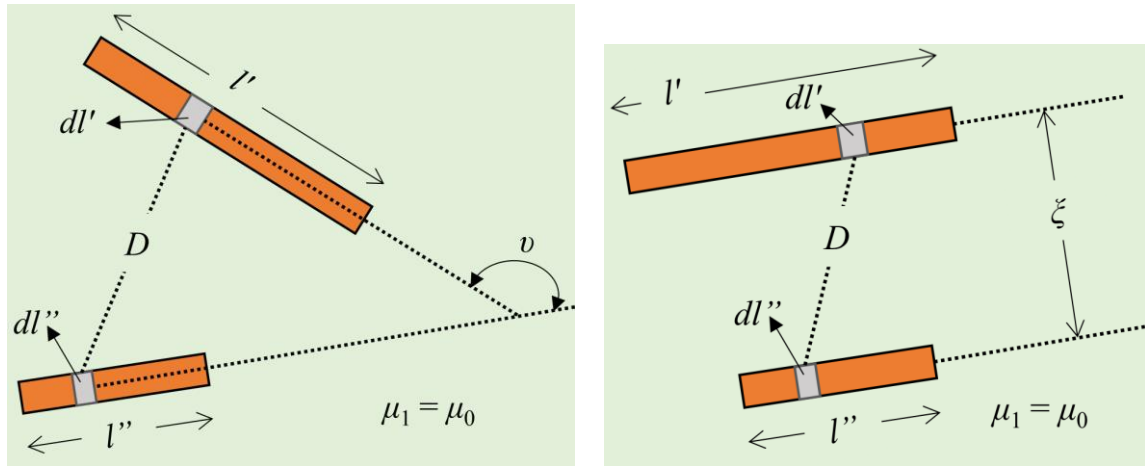
$$R = \frac{\rho}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{4l}{a} \right) - 1 \right\} \text{ para } l \gg a. \quad (\text{A30})$$

A capacitância C é obtida por meio da Equação (A20):

$$C = 2\pi\epsilon l \left\{ \ln \left(\frac{4l}{a} \right) - 1 \right\}^{-1} \text{ para } l \gg a. \quad (\text{A31})$$

O cálculo da indutância L emprega alguns artifícios e aproximações para sua dedução. Como indicado em (KALANTAROV; CEJTLIN, 1986), sejam dois condutores paralelos entre si, como indicado na Figura A.15 (b), distanciados de D e formando um ângulo ν igual a 180° .

Figura A.15 – (a) Caso geral de dois condutores e (b) específico para dois eletrodos idênticos e paralelos entre si.



(a) (b)
Fonte: Adaptado de (KALANTAROV; CEJTLIN, 1986)

A indutância mútua M entre os condutores é definida como:

$$M = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{l'} \int_{l''} \frac{\cos(\nu) dl' dl''}{D}. \quad (\text{A32})$$

Para condutores idênticos – $l' = l'' = l$, supondo o elemento infinitesimal do eixo de dl'' igual a dx_1 e de dl' igual a dx_2 , chega-se a:

$$M = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{x_1=0}^l \int_{x_2=0}^l \frac{dx_1 dx_2}{\sqrt{(x_2 - x_1)^2 + \xi^2}}, \quad D = \sqrt{(x_2 - x_1)^2 + \xi^2}. \quad (\text{A33})$$

A integração de (A33) em relação a dx_2 resulta em:

$$M = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{x_1=0}^l \int_{x_2=0}^l \frac{dx_1 dx_2}{\sqrt{(x_2 - x_1)^2 + \xi^2}} = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{x_1=0}^l \ln \left(\frac{x_1 + \sqrt{x_1^2 + \xi^2}}{x_1 - l + \sqrt{(x_1 - l)^2 + \xi^2}} \right) dx_1 \quad (\text{A34})$$

e chega-se ao valor final de M :

$$M = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{x_1=0}^l \ln \left(\frac{x_1 + \sqrt{x_1^2 + \xi^2}}{x_1 - l + \sqrt{(x_1 - l)^2 + \xi^2}} \right) dx_1 \Rightarrow \quad (\text{A35})$$

$$M = \frac{\mu_0 l}{2\pi} \left\{ \ln \left(\frac{l + \sqrt{l^2 + \xi^2}}{\xi} \right) - \frac{\sqrt{l^2 + \xi^2}}{l} + \frac{\xi}{l} \right\}.$$

Embora a Equação (A35) esteja correta, ela pode ser simplificada para a condição $l \gg \xi$ e seus termos aproximados por séries de Maclaurin:

$$\frac{\sqrt{l^2 + \xi^2}}{l} = \sqrt{1 + \frac{\xi^2}{l^2}} = 1 + \frac{1}{2} \frac{\xi^2}{l^2} - \frac{1}{8} \frac{\xi^4}{l^4} + \frac{1}{16} \frac{\xi^6}{l^6} - \frac{5}{128} \frac{\xi^8}{l^8} + \dots, \quad (\text{A36})$$

$$\ln\left(\frac{l + \sqrt{l^2 + \xi^2}}{\xi}\right) = \ln\left(\frac{l}{\xi}\right) + \ln\left(1 + \sqrt{1 + \frac{\xi^2}{l^2}}\right) = \ln\left(\frac{2l}{\xi}\right) + \frac{1}{4} \frac{\xi^2}{l^2} - \frac{3}{32} \frac{\xi^4}{l^4} + \dots, \quad (\text{A37})$$

que resulta, suprimindo os termos de potência superior à unidade da série de Maclaurin, em:

$$M = \frac{\mu_0 l}{2\pi} \left\{ \ln\left(\frac{2l}{\xi}\right) - 1 \right\}. \quad (\text{A38})$$

Para o cálculo da indutância própria de um único condutor, assume-se condição similar àquela mostrada na Figura A.15 (b), mas com a distância ξ substituída pela média geométrica entre os pontos de cada eletrodo, ou seja, pelo valor de seus raios:

$$L = \frac{\mu_0 l}{2\pi} \left\{ \ln\left(\frac{2l}{a}\right) - 1 \right\}. \quad (\text{A39})$$

Finalmente, pode-se estimar $Z(\omega)$ por meio da Equação (A11) empregando as Equações (A30), (A31) e (A39) em suas formas por unidade de comprimento do condutor.

c) O caso básico de um eletrodo horizontal imerso em um solo homogêneo

A segunda condição avaliada é composta por um eletrodo horizontal enterrado em solo homogêneo do ponto de vista elétrico. Seguindo o método das cargas uniformes para o cálculo da resistência R , (TAGG, 1964) obtém uma expressão para a resistência de um eletrodo horizontal, por meio de condição similar à apresentada na Figura A.16 (HE; ZENG; ZHANG, 2012):

$$R = \frac{\rho}{2\pi l} \left\{ \ln\left(\frac{2l^2}{ad}\right) - 2 + \frac{2d}{l} - \frac{d^2}{l^2} + \frac{d^4}{8l^2} \right\}, \text{ para } d \gg a, l \gg d. \quad (\text{A40})$$

Entretanto, uma fórmula que tende a apresentar estimativas mais precisas para R é mostrada em (SUNDE, 1968), sendo a expressão considerada neste trabalho:

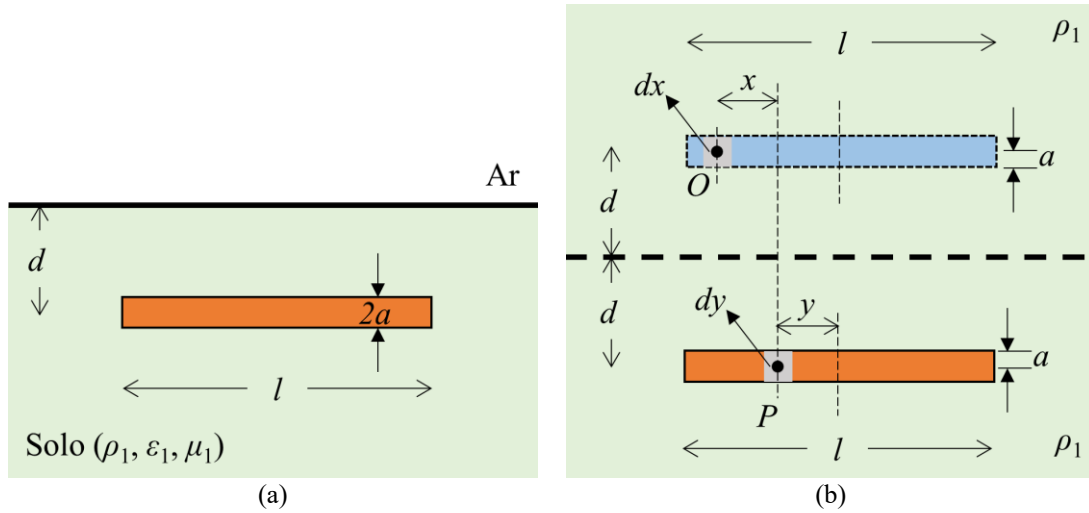
$$R = \frac{\rho}{\pi l} \left\{ \ln\left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}}\right) - 1 \right\}, \text{ para } l \gg d. \quad (\text{A41})$$

Por meio da relação apresentada na Equação (A20), obtemos a expressão para C :

$$C = \pi \epsilon l \left\{ \ln\left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}}\right) - 1 \right\}^{-1}, \text{ para } l \gg d. \quad (\text{A42})$$

Diversas fórmulas podem ser empregadas para o caso do eletrodo horizontal. Como exemplos, a Equação (A39) obtida para uma haste pode ser admitida sem erros significativos para profundidades de eletrodo práticas para aterramentos elétricos (SUNDE, 1968). A relação

Figura A.16 – (a) Ilustração do problema de aterramento composto por um eletrodo vertical em um solo homogêneo e (b) avaliação por meio do Método das Imagens.



Fonte: Adaptado de (TAGG, 1964)

constitutiva entre a indutância e a capacitância para a hipótese de propagação de onda transversa eletromagnética (TEM) é outra maneira de obter o valor de L (SADIKU, 2001):

$$LC = \mu\varepsilon \Rightarrow L = \frac{\mu\varepsilon}{C}, \quad (\text{A43})$$

o que resulta em:

$$L = \frac{\mu}{\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 \right\}, \text{ para } l \gg d. \quad (\text{A44})$$

Uma fórmula mais recente para o cômputo da indutância é proposta em (GRCEV; MARKOVSKI; GRCEVA, 2011), sendo a mais indicada pelo presente trabalho – $H = 2d+a$:

$$L = \frac{\mu l}{2\pi} \left\{ \ln \left(\frac{l}{a} + \sqrt{1 + \left(\frac{l}{a} \right)^2} \right) - \sqrt{1 + \left(\frac{a}{l} \right)^2} + \frac{a}{l} \right. \\ \left. - \frac{H}{l} \left[\ln \left(\frac{H}{l} + \sqrt{1 + \left(\frac{H}{l} \right)^2} \right) - \sqrt{1 + \left(\frac{l}{H} \right)^2} - \ln \left(\frac{2H}{l} \right) + 1 \right] \right\}. \quad (\text{A45})$$

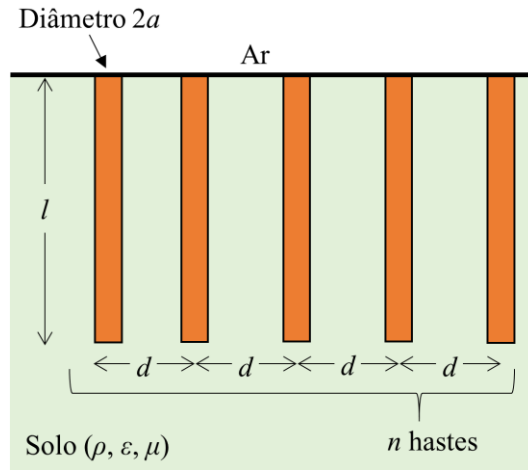
d) Outras geometrias de malha de aterramento em solos uniformes

Outras geometrias possíveis de serem utilizadas como aterramento têm suas expressões de R , C e L apresentadas a seguir, o que permite o cômputo de $Z(\omega)$ por meio do uso Equação (A11).

- **Eletrodos verticais idênticos dispostos em linha:**

A situação proposta de n hastes dispostas em linha e espaçadas de d é ilustrada na Figura A.17. Os condutores apresentam raio a e comprimento l .

Figura A.17 – Ilustração do problema de eletrodos verticais instalados em linha.



Fonte: Adaptado de (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981)

A capacitância C é definida por (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981):

$$C \approx \begin{cases} \frac{2\pi n \epsilon l}{\ln\left(\frac{l}{a}\right) + (n-1)\ln\left(\frac{l}{d}\right) - n\left[1 + \ln\left(1 - \frac{3h}{2h+l}\right) + \frac{2}{n^2} \sum_{b=1}^{n-2} b \ln(n-b)\right]}, & \text{se } l/d \geq 1 \\ \frac{2\pi n \epsilon l}{\ln\left(\frac{l}{a}\right) + (n-1)\ln\left(\frac{d}{l}\right) - n\left[1 + \ln\left(1 - \frac{3h}{2h+l}\right) + \frac{2}{n^2} \sum_{b=1}^{n-2} k \ln(n-b)\right]}, & \text{se } l/d < 1 \end{cases} \quad (\text{A46})$$

que, por meio das relações constitutivas derivadas das hipóteses de quase-estática e onda TEM, Equações (A20) e (A43), permite o cálculo de R e L :

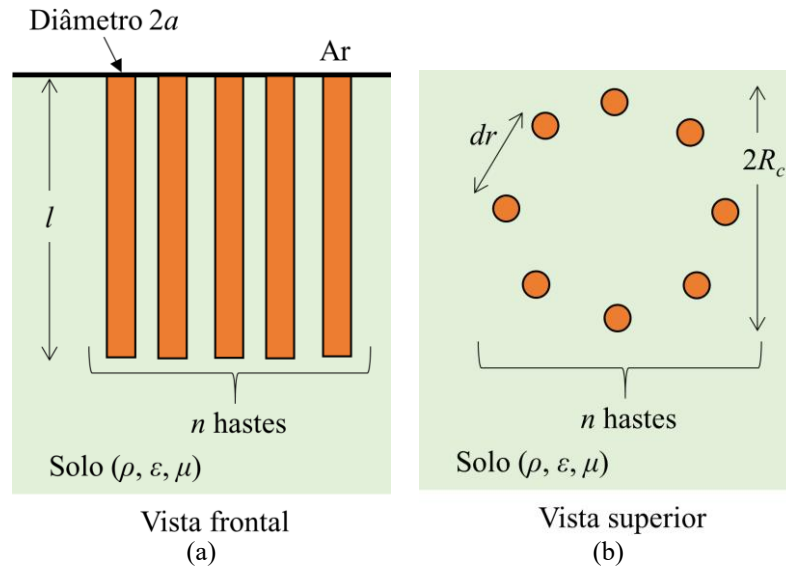
$$R \approx \begin{cases} \frac{\rho}{2\pi n l} \left\{ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + (n-1)\ln\left(\frac{l}{d}\right) - n\left[1 + \ln\left(1 - \frac{3h}{2h+l}\right) + \frac{2}{n^2} \sum_{b=1}^{n-2} b \ln(n-b)\right] \right\}, & \text{se } l/d \geq 1 \\ \frac{\rho}{2\pi n l} \left\{ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + (n-1)\ln\left(\frac{d}{l}\right) - n\left[1 + \ln\left(1 - \frac{3h}{2h+l}\right) + \frac{2}{n^2} \sum_{b=1}^{n-2} k \ln(n-b)\right] \right\}, & \text{se } l/d < 1 \end{cases} \quad (\text{A47})$$

$$L \approx \begin{cases} \frac{\mu}{2\pi n l} \left\{ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + (n-1)\ln\left(\frac{l}{d}\right) - n\left[1 + \ln\left(1 - \frac{3h}{2h+l}\right) + \frac{2}{n^2} \sum_{b=1}^{n-2} b \ln(n-b)\right] \right\}, & \text{se } l/d \geq 1 \\ \frac{\mu}{2\pi n l} \left\{ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + (n-1)\ln\left(\frac{d}{l}\right) - n\left[1 + \ln\left(1 - \frac{3h}{2h+l}\right) + \frac{2}{n^2} \sum_{b=1}^{n-2} k \ln(n-b)\right] \right\}, & \text{se } l/d < 1 \end{cases} \quad (\text{A48})$$

- **Eletrodos verticais idênticos dispostos em círculo de raio R_c e espaçados de dr :**

A Figura A.18 ilustra n eletrodos verticais dispostos em círculo de raio R_c e espaçados de dr – os eletrodos apresentam raio a e comprimento l .

Figura A.18 – Ilustração do problema de eletrodos verticais instalados em círculo: (a) vista frontal e (b) superior.



Fonte: Adaptado de (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981)

A capacitância C é obtida de (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981):

$$C \approx \frac{2\pi n \epsilon l}{\ln\left(\frac{l}{a}\right) + \sum_{b=1}^{n-1} \left[\ln\left(\frac{l}{2R_c \sin(\pi b/n)} + \frac{2R_c \sin(\pi b/n)}{l}\right) - n \right]} \quad (\text{A49})$$

Por meio das relações constitutivas, chega-se a:

$$R \approx \frac{\rho}{2\pi n l} \left\{ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + \sum_{b=1}^{n-1} \left[\ln\left(\frac{l}{2R_c \sin(\pi b/n)} + \frac{2R_c \sin(\pi b/n)}{l}\right) - n \right] \right\}, \quad (\text{A50})$$

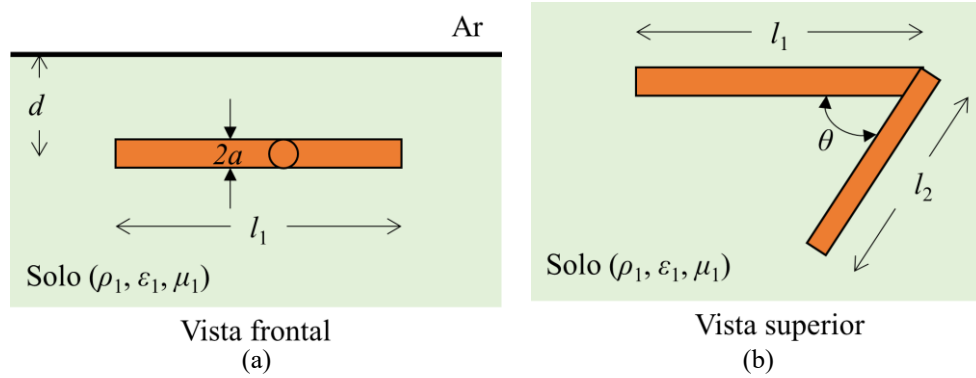
$$L \approx \frac{\mu}{2\pi n l} \left\{ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + \sum_{b=1}^{n-1} \left[\ln\left(\frac{l}{2R_c \sin(\pi b/n)} + \frac{2R_c \sin(\pi b/n)}{l}\right) - n \right] \right\}. \quad (\text{A51})$$

- **Dois eletrodos horizontais com interseção e que formam ângulo θ entre si:**

Uma condição de dois eletrodos horizontais que se interceptam em ângulo θ , um com comprimento l_1 e outro com l_2 , ambos de raio a e à profundidade d é apresentada na Figura A.19. Tal configuração é similar a uma das quatro fases de um cabo contrapeso, geometria comumente empregada em LT.

A capacitância C , segundo (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981), vale:

Figura A.19 – Ilustração de eletrodos horizontais com interseção: (a) vista frontal e (b) superior.



Fonte: Adaptado de (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981)

$$\begin{aligned}
 C &\approx \frac{2\pi\varepsilon(l_1 + l_2)}{\left(\frac{l_1}{l_1 + l_2}\right)\left[\ln\left(\frac{2d}{a}\right) - D_1\right] + \left(\frac{l_2}{l_1 + l_2}\right)\left[\ln\left(\frac{2d}{a}\right) - D_1'\right] + 2,303(N_1 - N_2)}, \\
 D_1 &= \ln\left(1 + \sqrt{1 + \left(\frac{2d}{l_1}\right)^2}\right) + \frac{2d}{l_1} - \sqrt{1 + \left(\frac{2d}{l_1}\right)^2} + 0,307, \\
 D_1' &= \ln\left(1 + \sqrt{1 + \left(\frac{2d}{l_2}\right)^2}\right) + \frac{2d}{l_2} - \sqrt{1 + \left(\frac{2d}{l_2}\right)^2} + 0,307, \\
 N_1 &= 1,35579 - 0,20303 \ln(\theta) + 0,13146 \ln\left(\frac{l_2}{l_1}\right), \text{ para } l_1 \geq l_2 \text{ e } \theta \text{ entre } 5 \text{ e } 180^\circ, \\
 N_2 &= \begin{cases} 0,20967 - 2,3179 \cdot 10^{-4} \theta - 0,068518 \ln\left(\frac{2d}{l_1}\right) + 0,078703 \left(\frac{l_2}{l_1}\right), & \text{se } 0 < \frac{2d}{l_1} < 1 \\ 0,144 - 3,2364 \cdot 10^{-5} \theta - 0,05262 \ln\left(\frac{2d}{l_1}\right) + 0,037675 \left(\frac{l_2}{l_1}\right), & \text{se } 1 \leq \frac{2d}{l_1} \leq 5 \end{cases}
 \end{aligned} \tag{A52}$$

Os termos N_1 e N_2 da Equação (A52) são obtidos por meio de ajustes de curva derivados de tabelas apresentadas em (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981) e são capazes de reproduzir tais dados com razoável precisão. Assim, as expressões se tornam compactas e independem do uso dos dados mostrados apenas nas tabelas da referência citada.

Por meio das relações constitutivas, chega-se a:

$$R \approx \frac{\rho}{2\pi(l_1 + l_2)} \left\{ \left(\frac{l_1}{l_1 + l_2}\right) \left[\ln\left(\frac{2d}{a}\right) - D_1\right] + \left(\frac{l_2}{l_1 + l_2}\right) \left[\ln\left(\frac{2d}{a}\right) - D_1'\right] + 2,303(N_1 - N_2) \right\}, \tag{A53}$$

$$L \approx \frac{\mu}{2\pi(l_1 + l_2)} \left\{ \left(\frac{l_1}{l_1 + l_2}\right) \left[\ln\left(\frac{2d}{a}\right) - D_1\right] + \left(\frac{l_2}{l_1 + l_2}\right) \left[\ln\left(\frac{2d}{a}\right) - D_1'\right] + 2,303(N_1 - N_2) \right\}. \tag{A54}$$

e) Eletrodo horizontal ou vertical instalado em solo estratificado em duas camadas

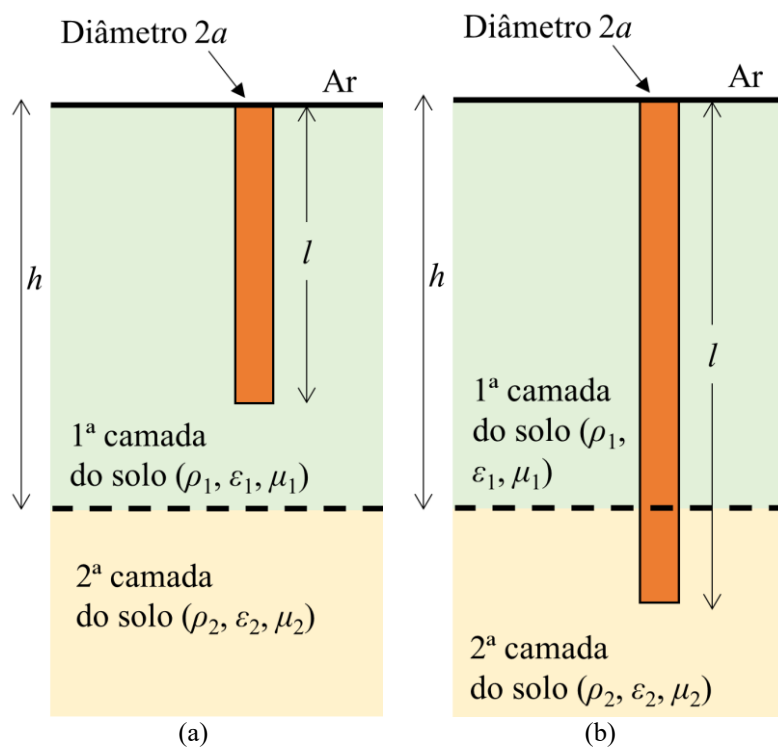
O solo estratificado consegue representar com maior precisão o comportamento do meio obtido por medições de resistividade elétrica. Assim, é de grande interesse modelos que

estimem parâmetros de aterramentos de eletrodos verticais e horizontais, como apresentado a seguir para solos estratificados em duas camadas.

- **Eletrodo vertical em solo estratificado em duas camadas:**

A Figura A.20 mostra um eletrodo vertical de raio r e comprimento l em um solo estratificado em duas camadas. Duas condições práticas são ilustradas, respectivamente, na Figura A.20 (a) e (b): uma em que a haste se localiza na primeira camada de espessura h e outra em que atinge a segunda camada do solo – $l > h$.

Figura A.20 – Ilustração do problema de eletrodo vertical imerso em solo estratificado em duas camadas: (a) haste na primeira camada e (b) na condição em que alcança a segunda camada do solo.



(a) (b)
Fonte: Adaptado de (TAGG, 1964)

A resistência R é definida como (TAGG, 1964):

$$R = \begin{cases} \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln\left(\frac{2nh+l}{2nh-l}\right) \right\}, & \text{se } l < h \\ \frac{\rho_1(1+k)}{2\pi(2kh-kl+l)} \left\{ \ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \ln\left(\frac{2nh+l}{(2n-2)h+l}\right) \right\}, & \text{se } l \geq h \end{cases} \quad (\text{A55})$$

em que k é o coeficiente de reflexão – $k = (\rho_2 - \rho_1) / (\rho_2 + \rho_1)$.

Enquanto a indutância L é calculada por meio da Equação (A39) para a condição $\mu_1 = \mu_2 = \mu_0$, a expressão para capacitância C apresentada em (IOSSEL; KOCHANOV;

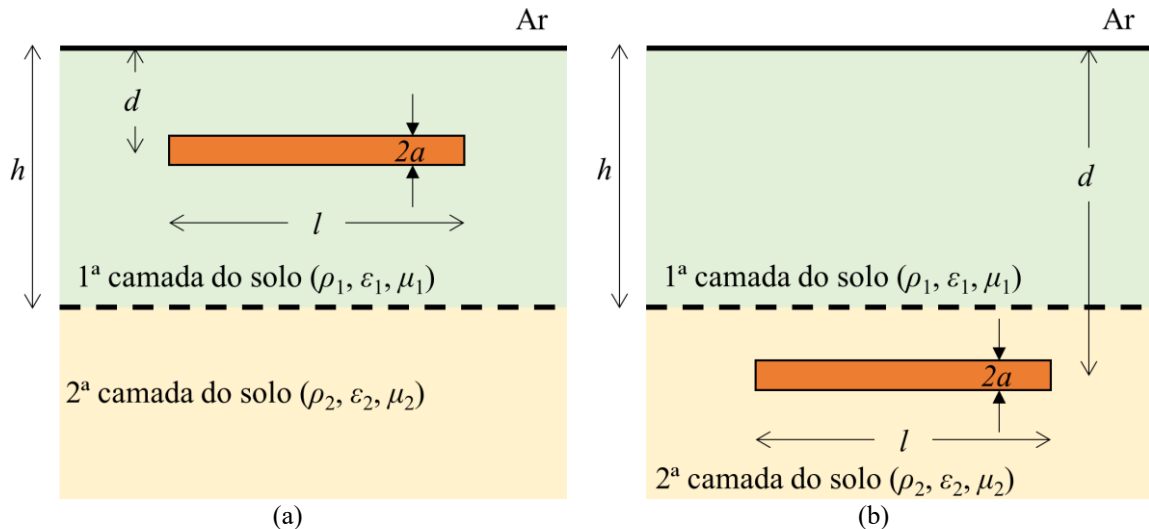
STRUNSKII, 1981) é obtida por meio da relação constitutiva apresentada na Equação (A20), mas com a substituição de k por $k_c = (\varepsilon_1 - \varepsilon_2) / (\varepsilon_1 + \varepsilon_2) = (\varepsilon_{r1} - \varepsilon_{r2}) / (\varepsilon_{r1} + \varepsilon_{r2})$. Assim, é possível estimar C em meios com permissividade elétrica diferentes, isto é, $\varepsilon_1 \neq \varepsilon_2$, algo similar à condição encontrada em aterramentos elétricos:

$$C = \begin{cases} \frac{2\pi\varepsilon_1 l}{\ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k_c^n \ln\left(\frac{2nh+l}{2nh-l}\right)}, & \text{se } l < h \\ \frac{2\pi\varepsilon_1 (2hk_c - (k_c - 1)l)}{(k_c + 1) \left[\ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k_c^n \ln\left(\frac{2nh+l}{(2n-2)h+l}\right) \right]}, & \text{se } l \geq h \end{cases} \quad (\text{A56})$$

- **Eletrodo horizontal em solo estratificado em duas camadas:**

A Figura A.21 demonstra pictoricamente um eletrodo horizontal de raio r e comprimento l imerso à profundidade d em um solo estratificado em duas camadas. A Figura A.21 (a) apresenta a condição em que o eletrodo está imerso na primeira camada, enquanto a Figura A.21 (b) mostra a situação correspondente ao condutor localizado na segunda camada do solo – $d > h$.

Figura A.21 – Ilustração do problema de eletrodo horizontal imerso em solo estratificado em duas camadas: (a) eletrodo localizado na primeira e (b) na segunda camada do solo.



Fonte: Adaptado de (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981)

Nas duas condições da Figura A.21, a indutância L pode ser estimada pela Equação (A45). Para a condição em que o eletrodo está na primeira camada do solo, (TAGG, 1964) apresenta uma fórmula para o cálculo de R com o condutor próximo da superfície, isto é, $l \gg d$:

$$R = \frac{\rho_1}{\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\frac{4nh}{l} - 2\sqrt{\frac{4n^2 h^2 + l^2}{l^2}} - 2 \ln \left(\frac{2nh}{\sqrt{4n^2 h^2 + l^2} + l} \right) \right] \right\}, \text{ se } l \gg d, \quad (\text{A57})$$

o que, por meio da relação constitutiva indicada na Equação (A20), resulta em C igual a:

$$C = \pi \varepsilon_1 l \left\{ \ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 + \sum_{n=1}^{\infty} k_c^n \left[\frac{4nh}{l} - 2\sqrt{\frac{4n^2 h^2 + l^2}{l^2}} - 2 \ln \left(\frac{2nh}{\sqrt{4n^2 h^2 + l^2} + l} \right) \right] \right\}^{-1}, \text{ se } l \gg d. \quad (\text{A58})$$

Expressões de C para as duas condições da Figura A.21 são apresentadas em (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981):

$$C = \begin{cases} \left. \left. \left. 2\pi \varepsilon_1 l \left\{ \ln \left(\frac{l^2}{2ad} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k_c^n \left[\begin{aligned} & -2 \ln \left(\frac{4nh}{l + \sqrt{(4nh)^2 + l^2}} \right) \\ & + \ln \left(\frac{l}{4(nh+d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh+d)^2}} \right) \right. \right. \\ & \left. \left. + \ln \left(\frac{l}{4(nh-d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh-d)^2}} \right) \right] \right\} \right\}^{-1}, \text{ se } d < h \end{aligned} \right. \\ \left. \left. \left. 2\pi \varepsilon_2 l \left\{ \ln \left(\frac{l^2}{2ad} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k_c^n \left[\begin{aligned} & \ln \left(\frac{l}{4(nh+d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh+d)^2}} \right) \right. \right. \\ & \left. \left. - \ln \left(\frac{l}{4(d-nh+2h)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(d-nh+2h)^2}} \right) \right] \right\} \right\}^{-1}, \text{ se } d \geq h \end{aligned} \right. \end{cases} \quad (\text{A59})$$

que resultam em resistências R, por meio da Equação (A20), iguais a:

$$R = \begin{cases} \left. \left. \left. \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{l^2}{2ad} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\begin{aligned} & -2 \ln \left(\frac{4nh}{l + \sqrt{(4nh)^2 + l^2}} \right) \\ & + \ln \left(\frac{l}{4(nh+d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh+d)^2}} \right) \right. \right. \\ & \left. \left. + \ln \left(\frac{l}{4(nh-d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh-d)^2}} \right) \right] \right\} \right\}^{-1}, \text{ se } d < h \end{aligned} \right. \\ \left. \left. \left. \frac{\rho_2}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{l^2}{2ad} \right) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n \left[\begin{aligned} & \ln \left(\frac{l}{4(nh+d)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(nh+d)^2}} \right) \right. \right. \\ & \left. \left. - \ln \left(\frac{l}{4(d-nh+2h)} + \sqrt{1 + \frac{l^2}{16(d-nh+2h)^2}} \right) \right] \right\} \right\}^{-1}, \text{ se } d \geq h \end{aligned} \right. \end{cases} \quad (\text{A60})$$

f) Eletrodo horizontal ou vertical instalado em solo com estratificação vertical

Como última avaliação, um eletrodo horizontal e outro vertical podem ser analisados em casos em que os mesmos se encontram imersos em solos com estratificação vertical. Um

condutor em um solo homogêneo próximo dos limites de um penhasco ou perto de um rio são alguns exemplos de meios que podem ser interpretados como estratificados verticalmente.

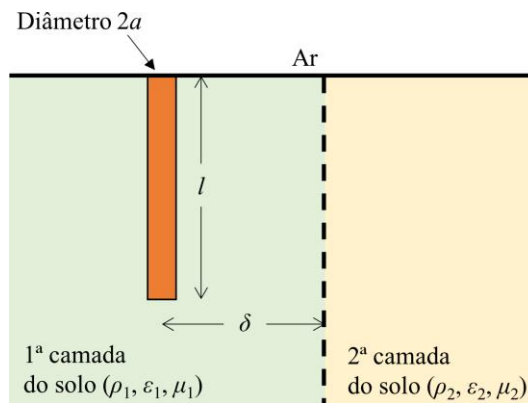
Para a situação de um eletrodo vertical, como indicado na Figura A.22, (TAGG, 1964) indica uma expressão para a resistência igual a:

$$R = \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 + k \left[\frac{2\delta}{l} - 2\sqrt{1 + \left(\frac{\delta}{l}\right)^2} + \ln\left(\frac{\sqrt{1 + (\delta/l)^2} + 1}{\sqrt{1 + (\delta/l)^2} - 1}\right) \right] \right\}, \quad (\text{A61})$$

que, pela relação constitutiva entre R e C , deriva em uma capacitância igual a:

$$C = 2\pi\epsilon_1 l \left\{ \ln\left(\frac{4l}{a}\right) - 1 + k_c \left[\frac{2\delta}{l} - 2\sqrt{1 + \left(\frac{\delta}{l}\right)^2} + \ln\left(\frac{\sqrt{1 + (\delta/l)^2} + 1}{\sqrt{1 + (\delta/l)^2} - 1}\right) \right] \right\}^{-1}. \quad (\text{A62})$$

Figura A.22 – Eletrodo vertical em solo com estratificação vertical.



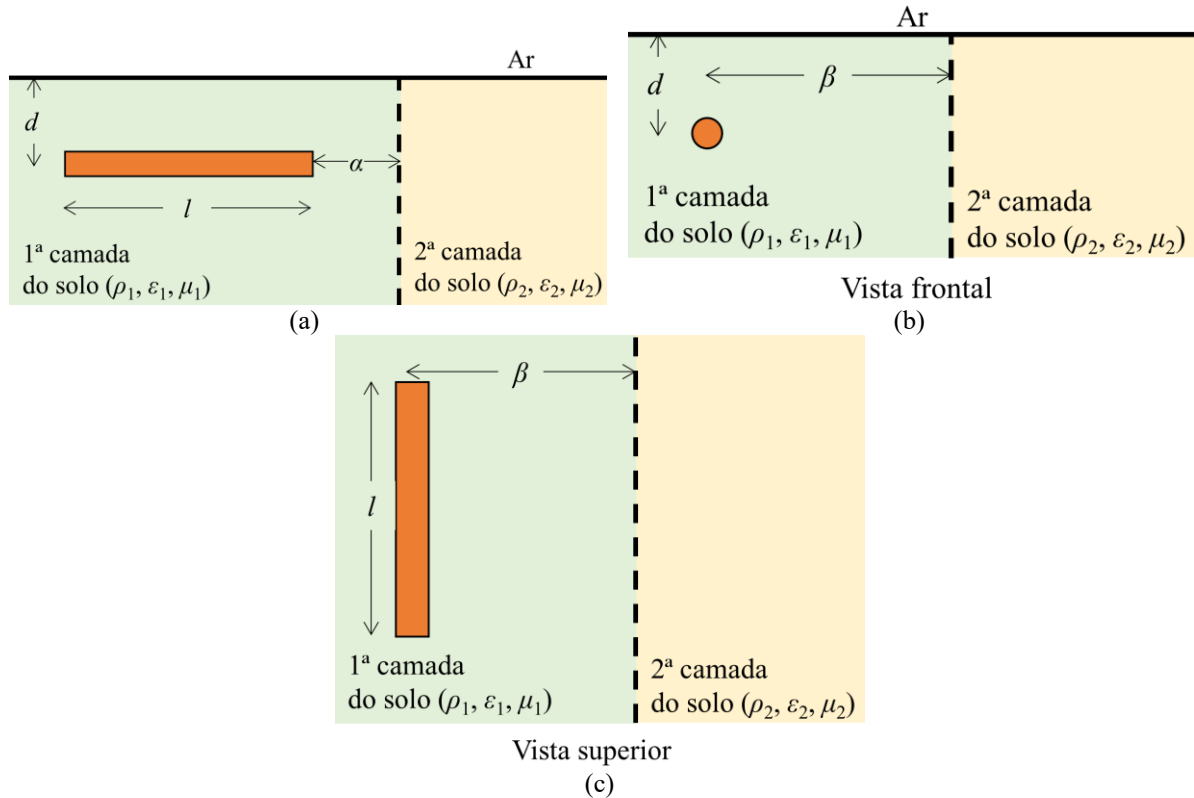
Fonte: Adaptado de (TAGG, 1964)

A indutância continua sendo estimada pela Equação (A39).

O eletrodo horizontal, como ilustrado na Figura A.23, pode estar disposto paralelamente ou perpendicularmente à interface da estratificação do meio. Assim, duas condições devem ser avaliadas nessa situação.

A resistência R , por meio da aplicação do Método das Imagens e do método das cargas uniformes, é estimada por:

Figura A.23 – Ilustração do problema de eletrodo horizontal imerso em solo como estratificação vertical: (a) eletrodo perpendicular e (b,c) paralelo à interface da estratificação vertical.



Fonte: Dados da pesquisa

$$R = \left\{ \begin{array}{l} \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 + \frac{2k}{l} \left[\begin{array}{l} (l+\alpha) \ln(2l+2\alpha) - (l+2\alpha) \ln(l+2\alpha) \\ + \alpha \ln(2\alpha) + \sqrt{4d^2 + (l+2\alpha)^2} \\ - \sqrt{4d^2 + (2l+2\alpha)^2} / 2 \\ - \sqrt{4d^2 + 4\alpha^2} / 2 + \alpha \ln(2\alpha + \sqrt{4d^2 + 4\alpha^2}) \\ + (l+\alpha) \ln(2l+2\alpha + \sqrt{4d^2 + (2l+2\alpha)^2}) \\ - (l+2\alpha) \ln(l+2\alpha + \sqrt{4d^2 + (l+2\alpha)^2}) \end{array} \right] \right\}, \text{ se paralelo} \\ \frac{\rho_1}{2\pi l} \left\{ \ln \left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}} \right) - 1 + \frac{k}{2} \left[\begin{array}{l} 4 \left(\frac{\beta}{l} \right) - 2 \sqrt{1 + 4 \left(\frac{\beta}{l} \right)^2} + \ln \left(\frac{\sqrt{4\beta^2 + l^2} + l}{\sqrt{4\beta^2 + l^2} - l} \right) \\ + \left(\frac{4}{l} \right) \sqrt{d^2 + \beta^2} - \left(\frac{2}{l} \right) \sqrt{4d^2 + 4\beta^2 + l^2} \\ + \ln \left(\frac{l + \sqrt{4d^2 + 4\beta^2 + l^2}}{-l + \sqrt{4d^2 + 4\beta^2 + l^2}} \right) \end{array} \right] \right\}, \text{ se perpendicular} \end{array} \right. \quad (\text{A63})$$

que implica, por meio da Equação (A20), em:

$$C = \left\{ \begin{array}{l} 2\pi\epsilon_1 l \left\{ \ln\left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}}\right) - 1 + \frac{2k_c}{l} \left[\begin{array}{l} (l+\alpha)\ln(2l+2\alpha) - (l+2\alpha)\ln(l+2\alpha) \\ + \alpha\ln(2\alpha) + \sqrt{4d^2 + (l+2\alpha)^2} \\ - \sqrt{4d^2 + (2l+2\alpha)^2} / 2 \\ - \sqrt{4d^2 + 4\alpha^2} / 2 + \alpha\ln\left(2\alpha + \sqrt{4d^2 + 4\alpha^2}\right) \\ + (l+\alpha)\ln\left(2l+2\alpha + \sqrt{4d^2 + (2l+2\alpha)^2}\right) \\ - (l+2\alpha)\ln\left(l+2\alpha + \sqrt{4d^2 + (l+2\alpha)^2}\right) \end{array} \right] \right\}^{-1}, \text{ se paralelo} \\ 2\pi\epsilon_1 l \left\{ \ln\left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}}\right) - 1 + \frac{k_c}{2} \left[\begin{array}{l} 4\left(\frac{\beta}{l}\right) - 2\sqrt{1+4\left(\frac{\beta}{l}\right)^2} + \ln\left(\frac{\sqrt{4\beta^2+l^2}+l}{\sqrt{4\beta^2+l^2}-l}\right) \\ + \left(\frac{4}{l}\right)\sqrt{d^2+\beta^2} - \left(\frac{2}{l}\right)\sqrt{4d^2+4\beta^2+l^2} \\ + \ln\left(\frac{l+\sqrt{4d^2+4\beta^2+l^2}}{-l+\sqrt{4d^2+4\beta^2+l^2}}\right) \end{array} \right] \right\}^{-1}, \text{ se perpendicular} \end{array} \right. \quad (\text{A64})$$

Outra opção para o cômputo de C é apresentada em (IOSSEL; KOCHANOV; STRUNSKII, 1981), a qual deriva em resultados precisos quando comparada a soluções de métodos EMF. Entretanto, não é indicado seu uso como fonte para a obtenção de uma fórmula para R via relação constitutiva, já que a mesma não leva em conta a profundidade do condutor no meio:

$$C = \left\{ \begin{array}{l} 2\pi\epsilon_1 l \left\{ \ln\left(\frac{2l}{a}\right) - 1 + k_c \left[\left(1 + \frac{\alpha}{l}\right) \ln\left(\frac{2\alpha+2l}{2\alpha+l}\right) + \frac{\alpha}{l} \ln\left(\frac{2\alpha}{l+2\alpha}\right) \right] \right\}^{-1}, \text{ se paralelo} \\ 2\pi\epsilon_1 l \left\{ \ln\left(\frac{2l}{a}\right) - 1 + k_c \left[\ln\left(\frac{l}{2\beta} + \sqrt{1 + \left(\frac{l}{2\beta}\right)^2}\right) + \frac{2\beta}{l} - \sqrt{1 + \left(\frac{2\beta}{l}\right)^2} \right] \right\}^{-1}, \text{ se perpendicular} \end{array} \right. \quad (\text{A65})$$

A indutância L é calculada, nas duas situações, por meio da Equação (A45).