



**PROPOSTA DE MODELO CIRCUITAL
APRIMORADO PARA A ANÁLISE PRECISA
DE SISTEMAS DE ATERRAMENTO
ELETRICAMENTE EXTENSOS**

JOÃO PEDRO CARDOSO FINAMORE IVO

**TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO
EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

Universidade de Brasília
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Elétrica

Proposta de modelo circuital aprimorado para a análise precisa de
sistemas de aterramento eletricamente extensos

João Pedro Cardoso Finamore Ivo

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO SUBMETIDO AO DEPARTAMENTO
DE ENGENHARIA ELÉTRICA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO
PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU
DE ENGENHEIRO ELETRICISTA.

APROVADO POR:

Prof. Amauri Gutierrez Martins Britto, D.Sc. (ENE/UnB)
(Orientador)

Prof. Francisco Damasceno Freitas, D.Sc. (ENE/UnB)
(Examinador Interno)

Prof. Kleber Melo e Silva, D.Sc. (ENE/UnB)
(Examinador Interno)

Brasília/DF, 18 de dezembro de 2023.

FICHA CATALOGRÁFICA

CARDOSO FINAMORE IVO, JOÃO PEDRO

Proposta de modelo circuital aprimorado para a análise precisa de sistemas de aterramento eletricamente extensos. [Brasília/DF] 2023.

xvi, 61 p., 210 x 297 mm (ENE/FT/UnB, Engenheiro eletricista, Trabalho de Conclusão de Curso, 2023).

Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia, Departamento de Engenharia Elétrica.

Departamento de Engenharia Elétrica

- | | |
|----------------------------|-------------------------|
| 1. Sistemas de aterramento | 2. Impedância interna |
| 3. Corrente de retorno | 4. Usinas fotovoltaicas |
| I. ENE/FT/UnB | II. Título (série) |

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

CARDOSO FINAMORE IVO, JOÃO PEDRO (2023). Proposta de modelo circuital aprimorado para a análise precisa de sistemas de aterramento eletricamente extensos.

Trabalho de Conclusão de Curso, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 61 p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: João Pedro Cardoso Finamore Ivo

TÍTULO: Proposta de modelo circuital aprimorado para a análise precisa de sistemas de aterramento eletricamente extensos.

GRAU: Engenheiro eletricista ANO: 2023

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias deste Trabalho de Conclusão de Curso e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte deste Trabalho de Conclusão de Curso pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

João Pedro Cardoso Finamore Ivo

Universidade de Brasília (UnB)

Campus Darcy Ribeiro

Faculdade de Tecnologia - FT

Departamento de Engenharia Elétrica (ENE)

Brasília - DF CEP 70919-970

*"Quando pensar em desistir, pare de pensar."
(Deocleciano Ferreira Rios Neto)*

AGRADECIMENTOS

A minha família, por todo o suporte emocional e financeiro fornecido durante toda a minha vida. Eu os amo incondicionalmente e esse trabalho é dedicado a eles: meu pai Leonardo, minha mãe Natalia e minha irmã Júlia. Sempre serão o meu porto seguro e seria impossível chegar tão longe sem vocês.

A todos os outros integrantes de minha família, primos, tios e avós, pelo precioso apoio, carinho e amor. Em especial ao meu avô Araken que sempre me apoiou na escolha da engenharia e é para mim um grande exemplo de ser humano.

A minha namorada, Maria Eduarda, minha companheira de vida. Estar ao seu lado me faz um homem melhor e deixa a vida mais encantadora, por isso sou eternamente grato.

Aos meus amigos, que considero irmãos, Klayton Oliveira Dias, Deocleciano Ferreira Rios Neto, Eduardo Perez Liberato, Rodrigo Lobato, Felipe Menezes, Italo Guerra, Bruno Agostini e Pedro de Castro. Saibam que cada um de vocês contribuiu de alguma forma para a construção desse trabalho e da pessoa que sou hoje, contem sempre comigo.

Aos meus colegas de curso e futuros engenheiros eletricitas, Gabriel Germano, Pedro Henrique, Giovanni Nunes, João Rafael, Guilherme Maciel, João Kleber, Guilherme Alves, João Lucas, Ana Julia e Rodrigo Villar. Obrigado por fazerem essa etapa da minha vida ser mais leve e alegre, pela inestimável ajuda nas disciplinas do curso e pelos encontros e churrascos realizados, minha graduação seria impossível sem vocês.

Ao meu orientador, professor Amauri, por ter me incentivado a ir muito além do que eu imaginava para minha carreira.

Por fim, a Deus por todos os sucessos e bênçãos que me permitiu nessa etapa de minha vida e pela força que me concedeu.

João Pedro

RESUMO

A modelagem precisa de sistemas de aterramento é fundamental em várias aplicações de sistemas de potência, especialmente em subestações e linhas de transmissão. Este estudo apresenta uma abordagem computacionalmente eficaz para modelar com precisão diversos sistemas de aterramento extensos, incorporando perdas nos condutores para calcular a distribuição de corrente na malha. O trabalho destaca as limitações dos modelos equipotenciais clássicos por meio de simulações, especialmente em sistemas de aterramento complexos e de grande porte. Ele estabelece quantitativamente o comprimento limite do condutor onde a suposição equipotencial começa a causar desvios significativos de um modelo mais preciso, usando simulações com condutores horizontais em solo uniforme. Além disso, o erro cometido por modelos equipotenciais em malhas extensas em um solo de duas camadas é destacado, comparando os resultados dos modelos proposto e equipotencial. O modelo proposto é aplicado a dois casos reais: uma situação de corrente de retorno pelo neutro do transformador em uma subestação e a simulação de um sistema de aterramento de uma usina fotovoltaica de grande porte. Ambos os casos revelam disparidades significativas na tensão de toque, tensão de passo e elevação de potencial do solo em comparação com abordagens simplificadas.

Palavras-chave: Sistemas de aterramento, impedância interna, corrente de retorno, usinas fotovoltaicas.

ABSTRACT

The accurate modeling of grounding systems is crucial in various power systems applications, especially in substations and transmission lines. This study presents a computationally effective approach to precisely model extensive grounding systems, incorporating losses in conductors to calculate the current distribution in the grid. The work emphasizes the limitations of classical equipotential models through simulations, particularly in complex and large-scale grounding systems. It quantitatively establishes the conductor length limit where the equipotential assumption begins to cause significant deviations from a more accurate model, using simulations with horizontal conductors in uniform soil. Additionally, the error introduced by equipotential models in large grids in a two-layer soil is highlighted by comparing the results of the proposed and equipotential models. The proposed model is applied to two real cases: a case of return current through the transformer neutral in a substation and the simulation of a grounding system for a large-scale photovoltaic plant. Both cases reveal significant disparities in touch voltage, step voltage and ground potential rise compared to simplified approaches.

Keywords: Grounding systems, internal impedance, return current, photovoltaic plant.

SUMÁRIO

Sumário	i
Lista de figuras	iii
Lista de tabelas	v
Lista de símbolos	vi
Capítulo 1 – Introdução	1
1.1 Objetivos, metodologia e escopo do trabalho	3
1.2 Contribuições do trabalho	4
1.3 Estrutura do trabalho	5
Capítulo 2 – Fundamentação teórica	6
2.1 Resistividade elétrica do solo	6
2.2 Modelos de estratificação do solo	7
2.2.1 Modelo uniforme	7
2.2.2 Modelo de duas camadas	8
2.3 Elevação de potencial do solo	10
2.4 Riscos associados a sistemas de aterramento	11
2.4.1 Tensão de toque	11
2.4.2 Tensão de passo	12
2.4.3 Danos a equipamentos	13
2.4.4 Impactos do fluxo de corrente no corpo humano	13
2.5 Efeito pelicular	15
2.6 Impedância interna	15
2.7 Impedância de aterramento	16
2.8 Síntese do capítulo	16
Capítulo 3 – Modelo proposto	18
3.1 Formulação do problema	18

3.1.1	Modelo equipotencial	18
3.1.2	Introdução da impedância interna dos condutores no modelo clássico . .	22
3.2	Código para cálculo proposto	24
3.3	Validação	27
3.3.1	Condutor horizontal	27
3.3.1.1	Descrição da simulação	27
3.3.1.2	Resultados da simulação	28
3.3.1.3	Análise dos resultados	29
3.3.2	Malhas quadradas	34
3.3.2.1	Descrição da simulação	34
3.3.2.2	Dados coletados	36
3.3.2.3	Análise dos resultados	36
3.4	Síntese do capítulo	43
Capítulo 4 – Estudos de caso		44
4.1	Retorno pelo neutro do transformador	44
4.2	Aterramento de usina fotovoltaica	47
4.3	Síntese do capítulo	53
Capítulo 5 – Conclusões		54
Referências		56
Apêndice A – Interface gráfica para o usuário		59

LISTA DE FIGURAS

2.1	Solo real (a) e solo estratificado (b)	7
2.2	Representação de um solo uniforme	8
2.3	Arranjo de Wenner	9
2.4	Efeito do coeficiente de reflexão em um solo de duas camadas	9
2.5	Representação de um solo com duas camadas	10
2.6	Segmento de condutor em solo uniforme, adaptado de (MARTINS-BRITTO, 2017)	10
2.7	Explicação ilustrativa da tensão de toque	12
2.8	Explicação ilustrativa da tensão de passo	13
2.9	Gráfico de corrente <i>versus</i> tempo de exposição	14
3.1	Fluxograma do código proposto	26
3.2	Condutor horizontal utilizado na simulação	28
3.3	Dados coletados para comparação entre os modelos	29
3.4	Gráfico do erro obtido por cada modelo em diferentes comprimentos de condutor	29
3.5	Tensão encontrada utilizando os modelos Clássico e Proposto ao longo do condutor	31
3.6	GPR encontrado no modelo Clássico	32
3.7	GPR encontrado no modelo Proposto	32
3.8	Distribuição da densidade linear de corrente para um condutor filamental de 1 m de comprimento	33
3.9	Distribuição da dispersão de corrente encontrada no modelo Clássico para um condutor de 25 m de comprimento	33

3.10	Ponto de excitação da malha nas simulações	35
3.11	Dados coletados das malhas para comparação entre os modelos	36
3.12	Gráfico do erro obtido por cada modelo para o valor de Z_g das malhas	38
3.13	Gráfico do GPR para $\rho_1 = 10 \Omega.m$ e $\rho_2 = 1000 \Omega.m$	39
3.14	Gráfico do GPR para $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$	40
3.15	Gráfico do GPR para $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$	40
3.16	Gráfico da dispersão de corrente em cada segmento para o modelo Clássico com $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$	42
3.17	Gráfico da dispersão de corrente em cada segmento para o modelo Proposto com $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$	42
4.1	Tensão de toque obtida por meio do modelo Clássico	46
4.2	Tensão de toque obtida por meio do modelo Proposto	46
4.3	Modelo do sistema de aterramento da usina fotovoltaica construído no AutoCAD	48
4.4	Ponto de injeção da corrente na malha	49
4.5	GPR encontrado por meio do modelo Clássico	49
4.6	GPR encontrado por meio do modelo Proposto	50
4.7	Tensão de toque encontrada por meio do modelo Clássico	50
4.8	Tensão de toque encontrada por meio do modelo Proposto	51
4.9	Tensão de passo encontrada por meio do modelo Clássico	51
4.10	Tensão de passo encontrada por meio do modelo Proposto	52
A.1	Tela <i>System</i> da GUI desenvolvida	59
A.2	Tela <i>Computations</i> da GUI desenvolvida	60
A.3	Sumário com os resultados gerado pelo código proposto	60
A.4	Gráficos gerados pelo código proposto	61

LISTA DE TABELAS

2.1	Resistividades elétricas típicas para diferentes tipos de solo	6
2.2	Efeitos da corrente elétrica no corpo humano	14
3.1	Descrição dos modelos	28
3.2	Tensões nas extremidades do condutor para cada modelo	30
3.3	Descrição das malhas	35
3.4	Tensão no local da falta (V_{fault}) com $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$	37
3.5	Tensão na extremidade da malha (V_{ext}) com $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$	37

LISTA DE SÍMBOLOS

Variáveis dimensionais

k Coeficiente de reflexão

Símbolos latinos

a	Espaçamento dos eletrodos no arranjo de Wenner	[m]
E_p	Tensão de passo	[V]
$E_{p,lim}$	Máxima tensão de passo admissível	[V]
E_t	Tensão de toque	[V]
$E_{t,lim}$	Máxima tensão de toque admissível	[V]
f	Frequência do sistema elétrico de potência	[Hz]
\hat{G}	Função de Green para uma fonte filamentar	[V]
\hat{G}_p	Função de Green para uma fonte puntiforme	[V]
GPR_{ext}	Elevação de potencial na superfície acima da extremidade do condutor enterrado	[V]
GPR_{fault}	Elevação de potencial na superfície acima do local da falta	[V]
GPR_{grid}	Elevação de potencial do solo do sistema de aterramento	[V]
GPR_{max}	Máxima elevação de potencial nos condutores do sistema de aterramento	[V]
h_n	Espessura da n-ésima camada de solo	[m]
\hat{I}_f	Corrente de falta	[A]
\hat{I}_g	Corrente de excitação da malha de aterramento	[A]
\hat{I}_j	Corrente dispersada pelo j-ésimo segmento no solo	[A]
\hat{I}_r	Corrente de retorno	[A]
l_j	Comprimento do j-ésimo segmento	[m]
R_g	Resistência de aterramento	[Ω]
r	Raio do condutor	[m]
U_j	Potencial escalar produzido pelo segmento j	[V]
\hat{U}_p	Potencial escalar produzido pela corrente injetada no solo por uma fonte puntiforme	[V]
\hat{U}_s	Elevação de potencial no solo local	[V]
V_{ext}	Tensão na extremidade do condutor enterrado	[V]
V_{fault}	Tensão no ponto da falta	[V]
V_g	Tensão de excitação do sistema de aterramento	[V]
V_K	Tensão no nó K	[V]
V_{min}	Menor tensão nos condutores da malha de aterramento	[V]
$V_{m,j}$	Tensão no meio do j-ésimo segmento	[V]

Y_{bus}	Matriz de admitâncias	[S]
Z_g	Impedância de aterramento	[Ω]
$Z_{g,j}$	Impedância para o solo vista pelo segmento j	[Ω]
Z_{int}	Impedância interna	[Ω]

Símbolos gregos

$\hat{\delta}_j$	Densidade linear de corrente dispersada para o solo pelo j-ésimo segmento	[A/m]
λ_j	Densidade linear de corrente dispersada para o solo pelo j-ésimo segmento normalizada	[S/m]
μ_0	Permeabilidade magnética do vácuo	[H/m]
ρ	Resistividade elétrica	[$\Omega.m$]
ρ_a^m	Resistividade elétrica aparente do solo medida	[$\Omega.m$]
ρ_{cond}	Resistividade elétrica do condutor	[$\Omega.m$]
ρ_n	Resistividade elétrica da n-ésima camada do solo	[$\Omega.m$]
ρ_{soil}	Resistividade elétrica do solo uniforme	[$\Omega.m$]

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
CA	Corrente alternada
CC	Corrente contínua
CDEGS	Current Distribution, Electromagnetic Fields, Grounding and Soil Structure Analysis
FDTD	Finite-Difference Time-Domain
GPR	Ground potential rise
GUI	Graphical user interface
IEA	International Energy Agency
IEC	International Electrotechnical Commission
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
MME	Ministério de Minas e Energia
MoM	Method of Moments
NBR	Norma Brasileira

INTRODUÇÃO

O sistema de aterramento constitui um componente fundamental de qualquer instalação elétrica, seja de baixa, média ou alta tensão. Suas funções primárias incluem proteger os usuários dos equipamentos contra raios, fornecer um caminho alternativo em direção à terra para correntes de descargas atmosféricas ou faltas da rede, dissipar cargas acumuladas nas carcaças dos equipamentos para a terra e facilitar a operação de dispositivos de proteção (ABNT, 2004). Vários equipamentos utilizados para proteger instalações de média e alta tensão requerem um sistema de aterramento seguro e confiável. Em muitos casos, os fabricantes desses equipamentos até mesmo especificam a exigência de impedância de aterramento alvo para tais dispositivos.

Em subestações, o dimensionamento preciso da malha de aterramento é de extrema importância, pois ela desempenha funções adicionais, além das mencionadas anteriormente, como fornecer uma conexão de aterramento para o neutro de geradores, transformadores, capacitores e reatores.

Com o objetivo de garantir que todos os requisitos sejam atendidos no projeto dos sistemas de aterramento, são estabelecidos padrões nacionais e internacionais para definir critérios mínimos para a proteção de pessoas e equipamentos. Dentre as principais normas para o aterramento de subestações, é relevante mencionar o padrão nacional NBR 15751 (ABNT, 2009) e, internacionalmente, o IEEE Std. 80 (IEEE, 2000).

Os dois principais parâmetros usados para avaliar a segurança de sistemas de aterramento para indivíduos são as tensões de toque e de passo. O cálculo desses parâmetros é direto uma vez que a distribuição espacial do aumento do potencial de terra (*Ground Potential Rise - GPR*), gerado pela energização da malha, é conhecida, seja ela causada por uma falta ou um raio.

Na modelagem de sistemas de aterramento é prática comum assumir que os condutores são equipotenciais, o que significa que a queda de tensão através deles é considerada desprezível

em comparação com a resistência de fuga imposta pelo solo circundante. Essa simplificação, introduzida nos trabalhos pioneiros de Dawalibi et al. (DAWALIBI, 1982), juntamente com o método bem conhecido de Segmentação-Integração, reduz o esforço computacional e o tempo de simulação, fornecendo um *framework* suficientemente preciso em uma variedade de casos práticos, desde que se trate de dimensões de malhas relativamente pequenas. No entanto, ao lidar com solos de baixa resistividade ou condutores extensos, que podem até ser feitos de materiais com resistividades maiores do que o cobre recozido comumente usado (ZHIWEI; ZHAO, 2012), é esperado que desprezar as quedas de tensão nos condutores e o ponto de injeção da corrente na malha leve a uma perda significativa de precisão (RUAN *et al.*, 2000). Como demonstrado nos capítulos a seguir, essa simplificação da malha equipotencial pode resultar em valores de GPR que se desviam significativamente da realidade, levando a avaliações imprecisas de tensões de toque e passo. Portanto, para sistemas de aterramento maiores ou mais complexos, o uso da suposição equipotencial pode resultar no projeto de um sistema de aterramento que não apenas não atende aos requisitos normativos, mas também impõe riscos a indivíduos e equipamentos que dependem dele.

Problemas relacionados ao modelo de aterramento equipotencial são conhecidos há muito tempo na literatura referente aos efeitos de condução na terra (MA; DAWALIBI, 1996). Atualmente, a pesquisa de ponta envolve o estudo do comportamento transitório de geometrias complexas e heterogeneidades do solo, incluindo os efeitos da ionização do solo e parâmetros dependentes da frequência, em que características de propagação, altamente dependentes das impedâncias longitudinais, desempenham um papel importante (HE *et al.*, 2013). Técnicas baseadas em eletromagnetismo computacional têm ganhado popularidade recentemente, com relatos bem-sucedidos de aplicações usando o método FDTD (CHEN *et al.*, 2010; AMETANI *et al.*, 2015), bem como análise de elementos finitos (CHRISTOFORIDIS *et al.*, 2003) e o método dos momentos (MoM) (LI *et al.*, 2007). É importante notar que essas abordagens, embora muito precisas, impõem uma carga computacional considerável, o que torna relevante investir esforços de pesquisa na otimização de técnicas simplificadas já estabelecidas.

1.1 OBJETIVOS, METODOLOGIA E ESCOPO DO TRABALHO

Este trabalho propõe, como objetivo geral, uma ferramenta simples, baseada na teoria de circuitos, método dos momentos e no método original de Integração-Segmentação, para representar malhas de aterramento em sistemas extensos, considerando as impedâncias internas presentes em seus condutores. Para essa finalidade são estabelecidos os seguintes objetivos específicos:

Objetivo 1) Construção do modelo de sistemas de aterramento: elaboração de um modelo matemático que consiga representar corretamente malhas de aterramento com geometrias arbitrárias em solos de até duas camadas horizontais. Para isso, busca-se aproveitar ao máximo a modelagem equipotencial já utilizada e validada por Martins-Britto (2017) e agregar a ela o conceito de matriz de impedâncias, proveniente da teoria de circuitos, para que as impedâncias internas dos condutores sejam levadas em consideração.

Objetivo 2) Desenvolvimento do código que implementa o modelo: criação de um algoritmo de cálculo para determinar a impedância de um sistema de aterramento, levando em consideração a resistividade das camadas do solo, sua topologia, as dimensões e geometria dos condutores e a corrente aplicada à malha de aterramento em um determinado ponto. Neste código, os condutores de aterramento serão divididos em segmentos pequenos o suficiente para serem tratados como fontes lineares de corrente. A abordagem proposta também será capaz de calcular o GPR em qualquer ponto do solo, valores de tensão de toque e passo na superfície e a distribuição de corrente ao longo dos segmentos em que a malha é subdividida. A validação será realizada por meio da simulação de um condutor horizontal enterrado em um solo uniforme e malhas com geometrias comuns em um solo de duas camadas, comparando os resultados com simulações efetuadas no software comercial CDEGS. Além disso, são conduzidos estudos de casos de sistemas de aterramento reais baseados em práticas atuais.

Objetivo 3) Desenvolvimento de interface gráfica para o usuário: construção de uma interface gráfica para o usuário que permita simplificar o uso do código. Busca-se, por meio dessa interface, tornar a inserção de dados de entrada mais rápida e intuitiva. Para isso, será permitido que os dados dos condutores da malha sejam inseridos no código a partir de arquivos .csv, .txt e .dxf, reduzindo ao mínimo o tempo de entrada dos dados. A interface também

permite ao usuário selecionar se deseja realizar a simulação de uma malha equipotencial ou considerar a queda de tensão nos condutores, facilitando a comparação entre os resultados obtidos pelos dois modelos. Tal código e interface já se encontram disponíveis para uso em (MARTINS-BRITTO; FINAMORE, 2023).

1.2 CONTRIBUIÇÕES DO TRABALHO

As principais contribuições desse trabalho são:

- Desenvolvimento de código para cálculo dos parâmetros (resistência, GPR e dispersão de corrente) de malhas de aterramento, considerando a impedância interna e queda de tensão nos condutores, intensidade e ponto de injeção da corrente de falta e resistividade e estrutura das camadas do solo.
- Desenvolvimento de código que exibe gráficos de tensões de toque e passo na superfície em situações de falta na malha simulada e compara os resultados obtidos com os permitidos por norma internacional (IEEE, 2000), permitindo a análise de segurança de malhas de aterramento.
- Desenvolvimento de interface gráfica que facilita o uso do código proposto, fazendo com que a ferramenta desenvolvida possa ser utilizada também para fins didáticos e educacionais.

Em relação à divulgação dos resultados obtidos, são citadas a seguir, em ordem cronológica, as duas publicações em conferências associadas a este trabalho de conclusão de curso:

1. FINAMORE, J.; MARTINS, A. Aplicação de um modelo baseado na teoria de circuitos para simulação precisa de sistemas de aterramento extensos. *29° Congresso de IC da UnB e 20° do DF*, Brasília-DF, 2023.
2. FINAMORE, J.; MARTINS, A; RIBEIRO, C. Enhanced circuit-theory-based model for accurate simulation of electrically large grounding systems. *8th Workshop on Communication Networks and Power Systems (WCNPS 2023)*, Brasília-DF, 2023.

Adicionalmente destaca-se que o segundo artigo citado acima recebeu o prêmio de melhor artigo de sistemas de potência para aluno graduando na conferência em que foi publicado.

1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

Busca-se no estudo explicar o embasamento teórico necessário para o entendimento do funcionamento da ferramenta proposta, analisar seus resultados e perceber sua relevância. Assim, esta monografia é dividida em cinco capítulos, já inclusos o atual capítulo introdutório e as conclusões.

O **Capítulo 1** elucida o contexto em que o trabalho está inserido, além de esclarecer seus objetivos, metodologia, escopo e relevância.

O **Capítulo 2** apresenta os fundamentos e conceitos teóricos necessários para a compreensão da ferramenta proposta pelo estudo e seus resultados.

O **Capítulo 3** discute as etapas percorridas para a confecção do código proposto neste estudo. Esse capítulo apresenta a modelagem matemática adotada, a estrutura do código que a implementa e duas simulações escolhidas para validação.

O **Capítulo 4** contém dois estudos de caso. O primeiro se trata da simulação de uma malha de aterramento que possui um transformador com neutro aterrado. O segundo estudo de caso é a simulação da malha de aterramento de uma usina fotovoltaica de 1,5 MWp.

O **Capítulo 5** resume o conteúdo exposto no trabalho, apresenta conclusões e sugere direções para futuras pesquisas no tema.

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 RESISTIVIDADE ELÉTRICA DO SOLO

A resistividade elétrica do solo é uma variável fundamental no projeto de sistemas de aterramento elétrico. Esse parâmetro varia a depender da presença de água, porosidade das partículas, tipo de eletrólito e temperatura. Em situações práticas, o solo exibe propriedades anisotrópicas, o que significa que os valores variam com a direção (camadas verticais) e a profundidade (camadas horizontais) (HE *et al.*, 2013). A resistência de um sistema de aterramento está diretamente relacionada a resistividade do solo, tornando sua medição um pré-requisito no projeto desses sistemas. Frequentemente ela é realizada usando o amplamente conhecido método Wenner (ABNT, 2012). Além disso, essa variável influencia diretamente os valores de elevação de potencial do solo (GPR) encontrados em uma situação de falta. De forma geral, o aumento da resistividade do solo implica em um aumento da resistência de aterramento, o que resulta em valores mais elevados de GPR na superfície (FORTIN *et al.*, 2004).

Visando exemplificar a ampla faixa de valores possíveis para a resistividade elétrica do solo ilustra-se na tabela abaixo valores comuns para diferentes tipos de solo.

Tabela 2.1. Resistividades elétricas típicas para diferentes tipos de solo

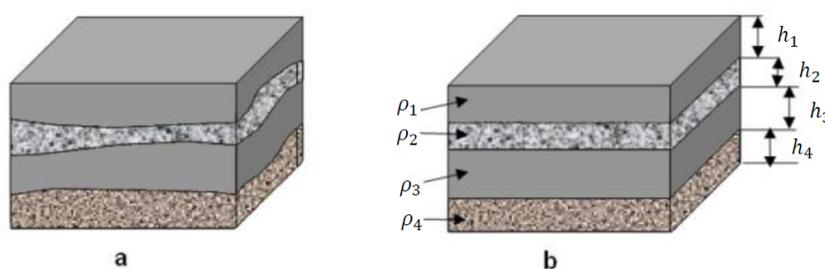
Tipo de Solo	Resistividade [$\Omega.m$]
Água do mar	< 10
Alagadiço, limo, húmus, lama	< 150
Água destilada	300
Argila	300 – 5000
Calcário	500 – 5000
Areia	1000 – 8000
Granito	1500 – 10000
Basalto	> 10000

Fonte: (ABNT, 2012).

2.2 MODELOS DE ESTRATIFICAÇÃO DO SOLO

Um ponto crítico para a simulação computacional de malhas de aterramento é a modelagem adequada do solo local. Solos reais possuem múltiplas camadas distribuídas de forma irregular variando sua resistividade tanto na horizontal quanto na vertical. No entanto, a representação adotada em simulações, sem grandes prejuízos, geralmente é de um solo com múltiplas camadas horizontais (Figura 2.1). Para cada uma dessas camadas é definida uma resistividade específica, que depende das medições feitas no local (ABNT, 2012).

Figura 2.1. Solo real (a) e solo estratificado (b)



Fonte: (ABNT, 2012).

Para as simulações realizadas nesse estudo foram adotados dois modelos de solo: uniforme e com duas camadas horizontais. A simulação do solo uniforme possui grande utilidade para estudos teóricos, porém é insuficiente para a maior parte das aplicações práticas. Já a estratificação em duas camadas é mais comumente utilizada e se encontra amplamente documentada em (ABNT, 2012) e (IEEE, 2000).

2.2.1 Modelo uniforme

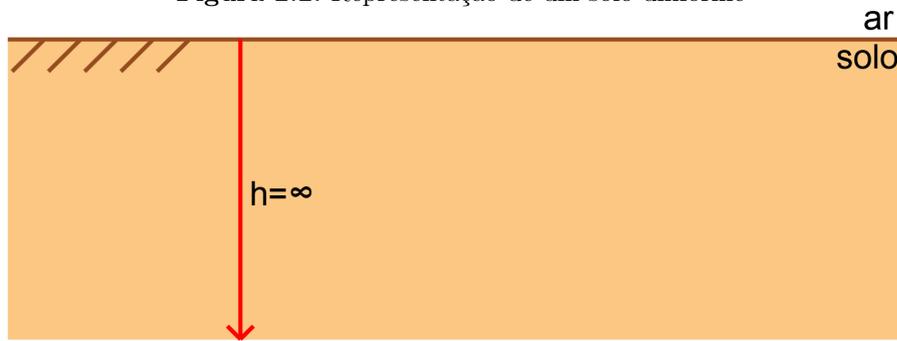
A representação uniforme (Figura 2.2) é aplicável em situações nas quais a variação no perfil de resistividade aparente é reduzida. Esse cenário dificilmente ocorre em solos reais e, por isso, o modelo uniforme quase nunca é utilizado em aplicações práticas. No entanto, ele pode ser conveniente quando se deseja realizar estimativas simplificadas, buscando uma noção geral da ordem de grandeza das respostas desejadas. A resistividade elétrica uniforme (ρ) é calculada conforme apresentado em (2.1) ou (2.2):

$$\rho = \frac{\sum_{i=1}^n \rho_{a,i}^m}{n} \quad [\Omega.m], \quad (2.1)$$

$$\rho = \frac{\max(\rho_a^m) - \min(\rho_a^m)}{2} \quad [\Omega.m], \quad (2.2)$$

em que ρ_a^m é a resistividade aparente do solo medida. A utilização e domínio de validade dessas equações é discutido com profundidade em (IEEE, 2000).

Figura 2.2. Representação de um solo uniforme



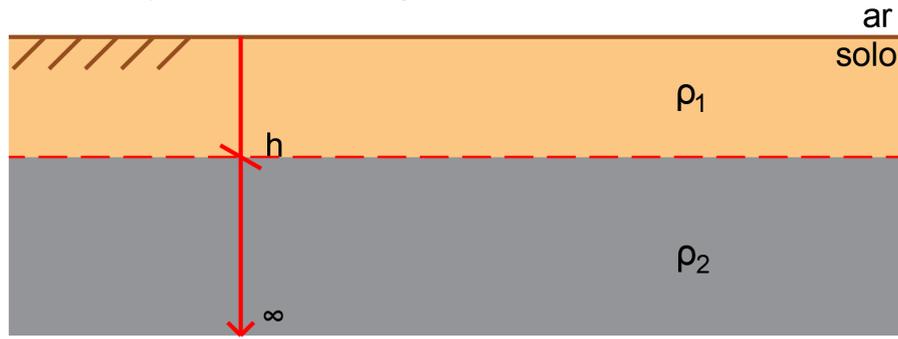
Fonte: Autoria própria.

2.2.2 Modelo de duas camadas

Nessa representação (Figura 2.5) o solo possui uma camada superior com resistividade ρ_1 , que ocupa a região do solo com início na superfície até a profundidade h , e uma segunda camada com resistividade ρ_2 , que representa o solo da profundidade h até o infinito. É possível demonstrar que a resistividade aparente nesse modelo de solo é analiticamente determinada por meio da equação (HE *et al.*, 2013)

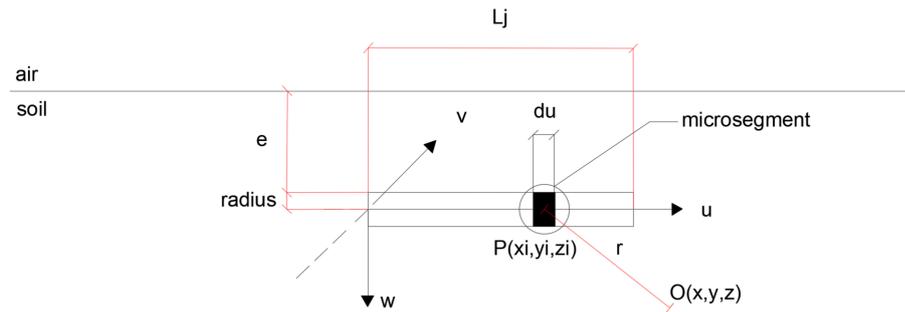
$$\frac{\rho_a}{\rho_1} = 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k^n}{\sqrt{1 + \left(\frac{2nh}{a}\right)^2}} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k^n}{\sqrt{1 + \left(\frac{nh}{a}\right)^2}} \quad [\Omega.m], \quad (2.3)$$

em que a é o espaçamento dos eletrodos no arranjo de Wenner (Figura 2.3) e k é o coeficiente de reflexão entre as duas camadas, dado pela equação (2.4).

Figura 2.5. Representação de um solo com duas camadas

Fonte: Autoria própria.

2.3 ELEVAÇÃO DE POTENCIAL DO SOLO

Figura 2.6. Segmento de condutor em solo uniforme, adaptado de (MARTINS-BRITTO, 2017)

Fonte: (MARTINS-BRITTO, 2017).

No método clássico de Segmentação-Integração, ilustrado na Figura 2.6, o primeiro passo envolve dividir os condutores da malha de aterramento em N segmentos, cada um com comprimento l_j . Cada segmento injeta uma corrente I_j no solo, originária do seu ponto médio e direcionada para o solo. Para calcular o aumento de potencial U_p em um ponto específico O no solo, é utilizado o princípio da superposição. Realiza-se a soma da contribuição de cada segmento, com centro na posição P_j , para o resultado do GPR observado no ponto O (MARTINS-BRITTO, 2017):

$$U_p = \sum_{j=1}^N \hat{G}(P_j, O) I_j \quad [\text{V}], \quad (2.5)$$

em que $\hat{G}(P_j, O)$ representa a função de Green, descrevendo o GPR observado no ponto O

quando uma corrente unitária é injetada no solo a partir do ponto P_j . Após determinar a expressão para a função de Green, é necessário ainda determinar a corrente injetada por cada segmento I_j para calcular o potencial U_p em um ponto específico O .

O procedimento para calcular $\hat{G}(P_j, O)$ e I_j é detalhadamente discutido em (MARTINS-BRITTO, 2017) e (DAWALIBI, 1982). Embora os detalhes desse cálculo não sejam o foco deste trabalho, é relevante observar que o método clássico é desenvolvido montando uma matriz que representa as influências condutivas (ou seja, as funções de Green mútuas e próprias) entre os segmentos enterrados da malha de aterramento e, impondo que todos os segmentos estejam no mesmo potencial como uma condição de contorno, calculando a distribuição de corrente de fuga ao longo da malha.

2.4 RISCOS ASSOCIADOS A SISTEMAS DE ATERRAMENTO

Os principais riscos associados ao dimensionamento incorreto de sistemas de aterramento são os riscos letais e fatais as pessoas circulando no local, além de danos aos equipamentos conectados à malha. Essa seção visa esclarecer, brevemente, alguns conceitos utilizados no dimensionamento de malhas de aterramento que buscam garantir a segurança de pessoas e equipamentos em casos de faltas ou descargas atmosféricas.

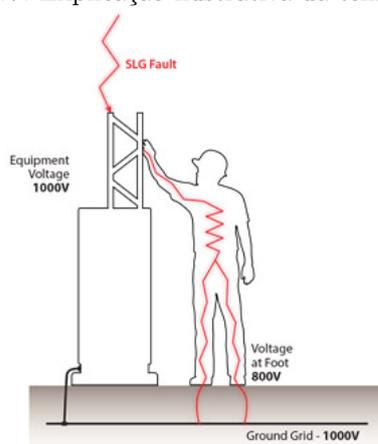
2.4.1 Tensão de toque

A tensão de toque é definida como a diferença de potencial entre um objeto metálico, aterrado ou não, e um ponto na superfície da terra separados por uma distância horizontal equivalente ao alcance normal do braço de uma pessoa; essa distância é convencionalmente estabelecida em 1,0 m (ABNT, 2009). Para obter resultados considerando o pior caso, as simulações neste trabalho calculam a tensão de toque (E_t) em um ponto específico na superfície (P) como a diferença absoluta entre a elevação de potencial (U_p) nesse ponto e a menor tensão encontrada nos condutores da malha simulada (V_{min}):

$$E_t(P) = |U_p(P) - V_{min}| \quad [\text{V}]. \quad (2.6)$$

Valores de tensão de toque elevados provocam, caso uma pessoa toque na estrutura metálica energizada, o fluxo de corrente com alta intensidade do equipamento para a terra passando pelo corpo do indivíduo.

Figura 2.7. Explicação ilustrativa da tensão de toque

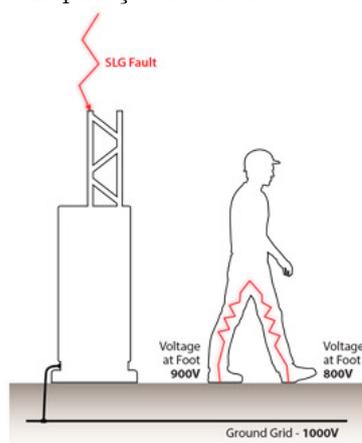


Fonte: (EasyPower, 2020).

2.4.2 Tensão de passo

Para tensão de passo, também considerou-se a definição presente em (ABNT, 2009): “diferença de potencial entre dois pontos da superfície do solo separados pela distância de um passo de uma pessoa, considerada igual a 1,0 m”. Para as simulações realizadas calculou-se a tensão de passo $\hat{E}_p(x_0, y_0)$ de um ponto $P(x_0, y_0)$ por meio do gradiente da função vetorial $\vec{U}_s(x, y)$, que determina os potenciais na superfície do solo (plano $z = 0$).

$$\hat{E}_p(x_0, y_0) = \nabla \vec{U}_s(x, y) \quad [\text{V}]. \quad (2.7)$$

Figura 2.8. Explicação ilustrativa da tensão de passo

Fonte: (EasyPower, 2020).

2.4.3 Danos a equipamentos

Os equipamentos conectados à malha de aterramento podem ser danificados de forma permanente quando esta não está corretamente dimensionada. Caso o sistema de aterramento não consiga direcionar as correntes resultantes de faltas na rede e descargas atmosféricas de forma segura para o solo, estas podem comprometer de forma irreversível o funcionamento dos equipamentos elétricos. Os condutores e circuitos presentes nesses equipamentos geralmente são projetados para suportar algumas dezenas de ampères, portanto, a circulação de correntes de falta, que podem chegar a dezenas de milhares de ampères, gera danos críticos neles.

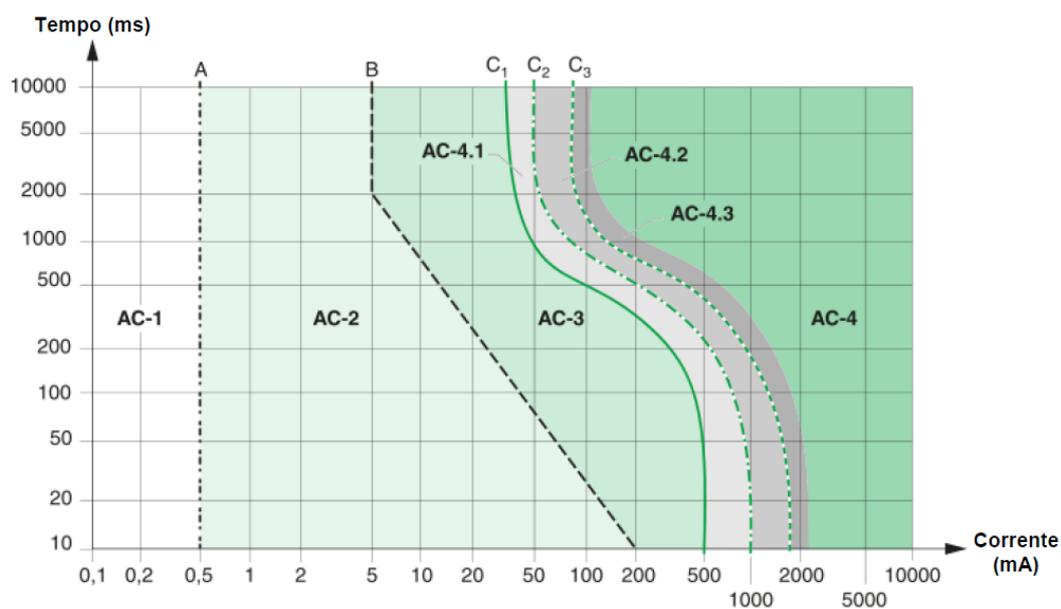
2.4.4 Impactos do fluxo de corrente no corpo humano

Para correntes com frequência 50 ou 60 Hz, utilizadas nas redes elétricas do mundo todo, sabe-se que até mesmo 0,1 A pode ser letal. Três dos principais fatores que determinam a gravidade da eletrocussão são a frequência, magnitude e o tempo de exposição à corrente. Os efeitos resultantes do fluxo de corrente no corpo humano mais comuns, em ordem crescente de magnitude da corrente, são: percepção cutânea, contração muscular, inconsciência, fibrilação cardíaca, bloqueio do sistema respiratório e queimaduras (IEEE, 2000).

Para melhor entendimento dos danos relacionados à magnitude e tempo de exposição à

corrente de eletrocussão, ilustra-se abaixo o gráfico presente na publicação (IEC, 1984) e a tabela que descreve os efeitos observados em cada zona do gráfico. Considera-se que a corrente está fluindo da mão para o pé do indivíduo, ou seja, ela é resultante da tensão de toque previamente discutida.

Figura 2.9. Gráfico de corrente *versus* tempo de exposição



Fonte: (IEC, 1984).

Tabela 2.2. Efeitos da corrente elétrica no corpo humano

Zona	Descrição
AC-1	Imperceptível
AC-2	Perceptível
AC-3	Efeitos reversíveis: contração muscular
AC-4	Possibilidade de efeitos irreversíveis
AC-4.1	Até 5% de probabilidade de fibrilação ventricular
AC-4.2	Até 50% de probabilidade de fibrilação ventricular
AC-4.3	Acima de 50% de probabilidade de fibrilação ventricular
Curva A	Limiar de percepção da corrente
Curva B	Limiar de reação muscular
Curva C_1	Limiar de 0% de probabilidade de fibrilação ventricular
Curva C_2	Limiar de 5% de probabilidade de fibrilação ventricular
Curva C_3	Limiar de 50% de probabilidade de fibrilação ventricular

Fonte: (IEC, 1984).

2.5 EFEITO PELICULAR

O efeito pelicular é um fenômeno físico que ocorre em condutores sujeitos a correntes alternadas. Esse fenômeno resulta na tendência de uma corrente elétrica alternada (CA) se distribuir dentro de um condutor de tal forma que a densidade de corrente seja maior perto da superfície do condutor e diminua exponencialmente ao se aproximar do centro dele.

Essa concentração de corrente na superfície é proporcional à intensidade da corrente e aumenta à medida que a frequência, permeabilidade magnética e condutividade elétrica do condutor aumentam (KNIGHT, 2016). A presença do efeito pelicular aumenta a resistência efetiva do condutor, pois reduz a área efetiva de condução e, portanto, não pode ser ignorada quando se busca uma modelagem precisa da impedância interna nos condutores.

2.6 IMPEDÂNCIA INTERNA

A impedância interna de um condutor (Z_{int}) é a combinação da resistência (R) e da indutância (L) interna do mesmo, a uma dada frequência (f). Essa impedância é dada por:

$$Z_{int} = R + j2\pi fL \quad [\Omega]. \quad (2.8)$$

Em baixas frequências, a resistência para corrente alternada (CA) é igual à resistência para corrente contínua (CC). No entanto, ela aumenta com a frequência devido ao efeito pelicular, um fenômeno desprezível na CC. Por outro lado, a indutância interna está associada ao campo magnético dentro do condutor e, ao contrário da resistência, diminui com a frequência, também devido ao efeito pelicular (KNIGHT, 2016). Portanto, as expressões que definem a impedância interna dos condutores devem levar em consideração o efeito pelicular e a frequência para uma representação mais precisa.

A resistência interna é modelada como descrito por Steinsland (2018):

$$R = \frac{\rho_{cond}}{\pi r^2} l \quad [\Omega], \quad (2.9)$$

em que ρ_{cond} representa a resistividade do material, r denota o raio do condutor e l seu compri-

mento. Quanto à indutância interna, a seguinte expressão é utilizada (STEINSLAND, 2018):

$$L = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\ln \frac{2l}{r} - 1 \right) \quad [H], \quad (2.10)$$

em que μ_0 representa a permeabilidade magnética do vácuo. Portanto, determinar a impedância interna de um condutor envolve substituir as equações (2.9) e (2.10) em (2.8).

2.7 IMPEDÂNCIA DE ATERRAMENTO

A impedância de aterramento (Z_g) representa a razão entre a tensão imposta à malha de aterramento (V_g) durante a energização e a corrente (I_g) sendo injetada nela, ou:

$$Z_g = \frac{V_g}{I_g} \quad [\Omega]. \quad (2.11)$$

Este valor é frequentemente usado para uma avaliação qualitativa de sistemas de aterramento. No entanto, sabe-se que Z_g não é o único determinante do desempenho desses sistemas. Uma baixa impedância de aterramento não garante um caminho seguro para todos os cenários de falta, assim como uma impedância de aterramento relativamente alta não necessariamente indica um projeto de sistema de aterramento incorreto (ABNT, 2009).

Nas simulações que consideram a impedância interna dos condutores a elevação de tensão assume valores diferentes ao longo da malha. Por isso, nesses casos, a elevação de potencial V_g no ponto onde a corrente de excitação I_g é injetada na malha é utilizada para o cálculo de Z_g , como expresso na equação (2.11).

2.8 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Realizou-se uma exposição dos principais conceitos necessários para a compreensão dos modelos e resultados que serão apresentados ao longo do trabalho. Por meio do exposto no capítulo, evidenciou-se a importância da impedância interna na simulação precisa de condutores enterrados e como esta será calculada no modelo proposto. Além disso, os parâmetros mais utilizados para a análises de segurança de sistemas de aterramento foram descritos e as

consequências decorrentes do mal dimensionamento desses sistemas foram expostas.

Nos capítulos subsequentes os conceitos aqui descritos serão utilizados para o desenvolvimento de um modelo para análise, considerando a impedância interna dos condutores, dos principais parâmetros utilizados no projeto de sistemas de aterramento.

MODELO PROPOSTO

3.1 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

A modelagem matemática utilizada no código proposto é baseada no uso da função de Green e nas teorias de método dos momentos e circuitos elétricos. Um desenvolvimento mais detalhado sobre a modelagem de sistemas de aterramento usando método dos momentos se encontra em (MARTINS-BRITTO, 2017). Nesse estudo busca-se apenas fornecer uma explicação breve e concisa que permita o entendimento de como são calculados os valores analisados nas seções seguintes.

3.1.1 Modelo equipotencial

Para melhor entender o modelo utilizado é mais simples realizar a análise de um segmento isolado e, em seguida, considerar os vários segmentos que compõem a malha. Na modelagem considerada a malha é inicialmente dividida em N segmentos. O diâmetro de cada segmento de condutor precisa ser suficientemente pequeno, quando comparado a seu comprimento l_j , para que seja possível considerar a densidade linear de corrente $\hat{\delta}_j$ dispersada para o solo como uniforme ao longo dele. A definição de $\hat{\delta}_j$ se encontra em (3.1), em que \hat{I}_j é a corrente dispersada pelo segmento j . Pela literatura (BENSTED *et al.*, 1981), sabe-se que essa condição pode ser alcançada na maioria dos casos ao limitar o comprimento dos segmentos a $1/10$, ou menos, do comprimento do maior condutor contido na malha.

$$\hat{\delta}_j = \frac{\hat{I}_j}{l_j} \quad [\text{A/m}]. \quad (3.1)$$

Tendo feito a subdivisão da malha em segmentos menores, posiciona-se o segmento no início de um sistema de coordenadas uvw de forma que ele esteja alinhado com o eixo u

(Figura 2.6) e é feita ainda uma subdivisão em microssegmentos de comprimento infinitesimal du . A partir disso, cada um desses microssegmentos funciona como uma fonte puntiforme de corrente e, somados, dispersam a corrente \hat{I}_j no solo. Dessa forma, a corrente dispersa por cada microssegmento é dada como:

$$d\hat{I}_j = \hat{\delta}_j du \quad [\text{A}]. \quad (3.2)$$

A partir da equação acima é possível obter a elevação de potencial $d\hat{U}_p$ em um ponto $O(x_0, y_0, z_0)$ qualquer no solo, causada por um microssegmento que dispersa a corrente $d\hat{I}_j$. Essa elevação de potencial $d\hat{U}_p$ é calculada da seguinte forma

$$d\hat{U}_p = \hat{G}_p(P, O) \hat{\delta}_j du \quad [\text{V}], \quad (3.3)$$

em que $\hat{G}_p(P, O)$ é a função de Green para uma fonte puntiforme em um solo de duas camadas (MARTINS-BRITTO, 2017). Essa função fornece a elevação de potencial encontrada em um ponto O quando uma corrente unitária é injetada no solo no ponto P . A grande vantagem do uso da função de Green é que, uma vez calculada, ela permite obter a elevação de potencial no ponto O para qualquer corrente I , simplesmente multiplicando essa corrente pela própria função de Green.

Utilizando (3.3), a elevação de potencial \hat{U}_j no ponto O causada pelo segmento j pode ser calculada por meio da soma das contribuições de cada um dos microssegmentos:

$$\hat{U}_j = \hat{\delta}_j \int_0^{l_j} \hat{G}_p(P, O) du \quad [\text{V}], \quad (3.4)$$

$$\hat{U}_j = \hat{\delta}_j \hat{G}(P_j, O) \quad [\text{V}]. \quad (3.5)$$

Esse processo foi previamente ilustrado pela Figura 2.6. Na equação acima $\hat{G}(P_j, O)$ é a função de Green que indica a elevação de potencial no ponto O causada pela injeção de uma corrente unitária no solo no ponto P_j , localizado no meio do segmento j (MARTINS-BRITTO, 2017). Esse procedimento é conhecido como método da Segmentação-Integração e foi proposto por Dawalibi & Mukhedkar (1975).

A partir da Equação (3.5) é possível, fazendo uso do princípio da superposição, calcular o potencial \hat{U}_s em um ponto de observação O qualquer no solo, somando as contribuições de todos os N segmentos nos quais a malha foi subdividida:

$$\hat{U}_s = \sum_{j=1}^N \hat{\delta}_j \hat{G}(P_j, O) \quad [\text{V}]. \quad (3.6)$$

Como a função de Green já é conhecida (MARTINS-BRITTO, 2017), o único parâmetro que falta para o cálculo de \hat{U}_s é a densidade linear de corrente $\hat{\delta}_j$ (3.1) de cada segmento. De forma mais precisa, os parâmetros desconhecidos são as correntes \hat{I}_j dispersas por cada segmento, já que os comprimentos l_j são conhecidos. Para isso utiliza-se a abordagem matricial proposta por Mukhedkar & Dawalibi (1976).

Assumindo que a malha de aterramento é equipotencial, é possível calcular sua elevação de potencial (GPR_{grid}) utilizando (3.6) e escolhendo o ponto de observação O na superfície de um segmento qualquer do sistema:

$$GPR_{grid} = \sum_{j=1}^N \hat{U}_j(O) \quad [\text{V}]. \quad (3.7)$$

Então, define-se a densidade linear de corrente normalizada como λ_j por meio da expressão:

$$\lambda_j = \frac{\hat{\delta}_j}{GPR_{grid}} \quad [\text{S/m}]. \quad (3.8)$$

Efetuada algumas manipulações algébricas é possível escrever (3.7) em notação matricial como:

$$\begin{bmatrix} \lambda_1 \\ \lambda_2 \\ \vdots \\ \lambda_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{1,1} & R_{1,2} & \dots & R_{1,N} \\ R_{2,1} & R_{2,2} & \dots & R_{2,N} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ R_{N,1} & R_{N,2} & \dots & R_{N,N} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ \vdots \\ 1 \end{bmatrix}, \quad (3.9)$$

ou, de forma compacta, como:

$$[\lambda] = [R_{j,k}]^{-1} [1]. \quad (3.10)$$

O cálculo dos elementos $R_{j,k}$ é feito adotando-se $\hat{\delta}_j = 1$ em (3.5). Para os termos $j \neq k$, considera-se uma fonte no centro do segmento j e um ponto de observação no centro do segmento k . Já para termos $j = k$, posiciona-se o ponto de observação em um ponto na superfície do próprio segmento da fonte.

Essa matriz composta pelos termos $R_{j,k}$ é conhecida como matriz de resistências mútuas (HE *et al.*, 2013), pois esses termos possuem unidade ohm. Porém, vale pontuar que os elementos $R_{j,k}$ não são as impedâncias entre os segmentos, eles são, na verdade, coeficientes de transferência de potencial entre um ponto fonte e um ponto de observação.

A partir dos valores encontrados para o vetor λ (3.10) é possível, por meio das manipulações algébricas demonstradas abaixo, encontrar uma relação entre a corrente de falta \hat{I}_f e o potencial da malha de aterramento GPR_{grid} :

$$\hat{I}_j = \hat{\delta}_j l_j \quad [A], \quad (3.11)$$

$$\hat{I}_f = \sum_{j=1}^N \hat{I}_j = \sum_{j=1}^N \hat{\delta}_j l_j = GPR_{grid} \sum_{j=1}^N \lambda_j l_j \quad [A], \quad (3.12)$$

$$GPR_{grid} = \frac{\hat{I}_f}{\sum_{j=1}^N \lambda_j l_j} \quad [V]. \quad (3.13)$$

Então, conhecendo os valores de GPR_{grid} e \hat{I}_f é possível calcular a resistência da malha de aterramento¹:

$$R_g = \left| \frac{GPR_{grid}}{\hat{I}_f} \right| \quad [\Omega]. \quad (3.14)$$

Todo o desenvolvimento apresentado até aqui se encontra em (MARTINS-BRITTO, 2017). A partir dos valores da resistência de aterramento, dispersão de corrente por cada segmento e potencial da malha é possível calcular o GPR em qualquer ponto do solo desejado. Então, a partir dos valores de GPR na superfície, calculam-se os valores de tensão de toque e passo, necessários para a análise de segurança de sistemas de aterramento.

¹Nesse momento ainda é possível chamar o valor encontrado de resistência de aterramento por se tratar de um número puramente real. Conforme é evidenciado nas seções seguintes, esse termo perde sua validade quando são consideradas as impedâncias internas dos condutores da malha, nesses casos o valor encontrado é chamado de impedância de aterramento.

É interessante ressaltar que a modelagem implementada permite a simulação da malha considerando uma energização por elevação de potencial ou injeção de corrente. Pois, como pode-se concluir de (3.13), apenas conhecendo as propriedades do solo, a geometria da malha e a tensão ou corrente de energização da mesma é possível calcular todos os parâmetros desejáveis em uma análise de sistema de aterramento.

No entanto, o modelo equipotencial apresenta algumas limitações e deixa de ser válido para sistemas de aterramento extensos, principalmente em solos de baixa resistividade (FORTIN *et al.*, 2004). Visando sanar essas limitações utiliza-se a teoria de circuitos elétricos para considerar a impedância interna dos condutores e, como consequência, obter uma análise mais real e precisa para simulações de malhas de aterramento extensas.

3.1.2 Introdução da impedância interna dos condutores no modelo clássico

Para considerar a impedância interna dos condutores da malha de aterramento aproveitou-se ao máximo a modelagem equipotencial. A partir dos valores encontrados de tensão da malha GPR_{grid} e correntes dispersadas por cada segmento \hat{I}_j , para uma determinada energização, determina-se a impedância $Z_{g,j}$ de cada segmento j para o solo:

$$Z_{g,j} = \frac{GPR_{grid}}{\hat{I}_j} \quad [\Omega]. \quad (3.15)$$

Em seguida, é necessário calcular a impedância interna de cada um dos segmentos. Com essa finalidade, todos os condutores da malha são divididos ao meio. Calcula-se então a impedância interna do início do condutor até seu meio e de seu meio até seu fim. O cálculo da impedância interna utiliza as fórmulas (2.9) e (2.10) (STEINSLAND, 2018) já previamente apresentadas na seção de fundamentação teórica.

Tendo em mãos a impedância interna e a impedância para a terra de cada segmento da malha é obtido um circuito equivalente da malha de aterramento. Esse circuito possui os nós nas pontas e nos centros de todos os N segmentos em que a malha foi subdividida. Então, utilizando a teoria de circuitos elétricos, é construída uma matriz de admitâncias Y_{bus} que representa o circuito equivalente em questão:

$$Y_{bus} = \begin{bmatrix} Y_{1,1} & Y_{1,2} & \dots & Y_{1,K} \\ Y_{2,1} & Y_{2,2} & \dots & Y_{2,K} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Y_{K,1} & Y_{K,2} & \dots & Y_{K,K} \end{bmatrix} \quad [S]. \quad (3.16)$$

A ordem K da matriz Y_{bus} é o próprio número de nós do circuito equivalente obtido. Ele depende da malha que se deseja simular e da quantidade de segmentos na qual ela foi subdividida. A abordagem de criar uma matriz de admitâncias, a partir do modelo equipotencial e das impedâncias internas dos condutores, que represente a malha de aterramento foi inspirada na abordagem de Zhiwei & Zhao (2012).

Após o cálculo da matriz Y_{bus} , os cálculos das tensões em cada nó V_K , corrente dispersada por cada segmento I_j e resistência de aterramento Z_g se resumem a uma aplicação direta da teoria de circuitos. Primeiramente, para o cálculo da tensão em cada nó do circuito, basta considerar que a corrente de falta \hat{I}_f está sendo injetada em um nó escolhido do circuito:

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ \vdots \\ V_K \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{1,1} & Y_{1,2} & \dots & Y_{1,K} \\ Y_{2,1} & Y_{2,2} & \dots & Y_{2,K} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Y_{K,1} & Y_{K,2} & \dots & Y_{K,K} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \hat{I}_f \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.17)$$

A equação acima se mostrou ser uma das grandes vantagens de utilizar a abordagem de circuitos em comparação com o modelo equipotencial previamente descrito. Pois, com essa técnica, é possível alterar o ponto em que a malha está sendo energizada simplesmente modificando a posição de \hat{I}_f no vetor de correntes que multiplica Y_{bus}^{-1} . Além disso, com essa modelagem é permitida a energização da malha em mais de um nó, o que viabiliza o cálculo de situações de falta com correntes de retorno.

Conhecendo a tensão $V_{m,j}$ no centro de cada segmento j e a impedância para terra $Z_{g,j}$ vista desse ponto, calcula-se a corrente dispersada por cada segmento da forma abaixo:

$$I_j = \frac{V_{m,j}}{Z_{g,j}} \quad [A]. \quad (3.18)$$

Finalmente, conhecendo a tensão V_{fault} e a corrente \hat{I}_f injetada no ponto da falha, calcula-se a impedância de aterramento Z_g da malha, da seguinte maneira:

$$Z_g = \frac{V_{fault}}{\hat{I}_f} \quad [\Omega]. \quad (3.19)$$

É interessante ressaltar que a partir do momento em que as impedâncias internas dos condutores da malha são representadas não se pode mais falar em resistência de aterramento, mas sim em impedância. Isso ocorre porque agora o valor encontrado não será puramente resistivo, como no caso equipotencial sob aproximação eletrostática. Como os condutores possuem uma impedância com parte real e imaginária, a malha também vai apresentar uma impedância de aterramento com partes real e imaginária.

Então, com os valores de impedância de aterramento, dispersão de corrente por cada segmento e potencial em cada ponto da malha é possível realizar o cálculo do GPR para qualquer ponto do solo desejado. Com os valores de GPR na superfície em mãos, calculam-se os valores de tensão de passo e toque para o sistema de aterramento em questão.

3.2 CÓDIGO PARA CÁLCULO PROPOSTO

Para realização dos cálculos descritos propõe-se um código escrito na linguagem Matlab. Além disso, visando uma interação mais amigável com o usuário do código e uma forma mais intuitiva de inserir dados, foi desenvolvida uma interface gráfica para o usuário (*Graphical User Interface* - GUI) que tem suas funcionalidades e telas exibidas no Apêndice A.

O código foi estruturado seguindo uma linha de raciocínio semelhante a apresentada na seção anterior. Abaixo explica-se o que ocorre em cada parte do código proposto.

- Inserção de dados - Seção do código dedicada a inserção dos dados necessários para a simulação como: resistividade e profundidade das camadas do solo, corrente de falta e coordenadas do seu ponto de injeção, corrente de retorno e coordenadas do seu ponto na malha (opcional), coordenadas de um ponto em uma das extremidades da malha, coordenadas dos condutores da malha (em formato .csv, .txt ou .dxf), raio dos condutores da malha, maior comprimento permitido para os segmentos em que a malha será subdividida, se o código deve considerar ou não a impedância interna dos condutores e o tamanho das subdivisões que devem ser feitas na superfície de observação posicionada na superfície do

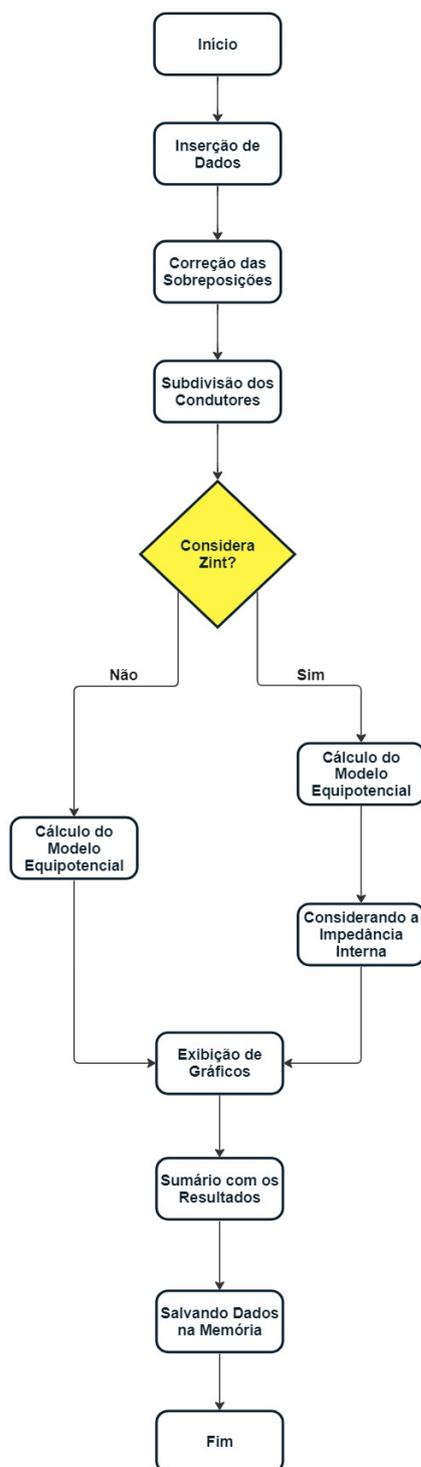
solo.

- Correção das sobreposições - Utiliza-se uma função capaz de corrigir as eventuais sobreposições entre os condutores inseridos pelo usuário para a malha de aterramento.
- Subdivisão dos condutores - Os condutores são divididos em N segmentos, que possuem tamanho máximo definido na seção de inserção de dados e armazenado na variável "MAX_LEN".
- Cálculo do modelo equipotencial - Simulação, pelo procedimento descrito na seção 3.1.1, do modelo equipotencial para obtenção dos valores de tensão da malha, corrente dispersada por cada segmento e resistência de aterramento.
- Considerar a impedância interna - Caso o usuário indique que deseja considerar a impedância interna dos condutores da malha é realizado o procedimento descrito na seção 3.1.2.
- Exibição de gráficos - São gerados gráficos que ilustram, fazendo uso de mapas de intensidade, o GPR na superfície do solo, tensão de toque, tensão de passo e a corrente dispersada por cada segmento.
- Sumário com os resultados - O código escreve um sumário contendo as principais informações de entrada da simulação e os resultados mais importantes obtidos como: maior tensão de toque permitida e encontrada, maior tensão de passo permitida e encontrada, impedância de aterramento calculada, tensão no local da falta e tensão em uma das extremidades da malha.
- Salvar dados na memória - Os dados resultantes da simulação são salvos pelo código em um arquivo .mat para uso posterior sem a necessidade de realizar toda a simulação novamente.

Vale pontuar que cada uma das seções do código supracitadas poderia ser discretizada em diversas outras subseções. Porém, com o objetivo de manter a simplicidade, e sem prejuízo nenhum a compreensão do código, optou-se por apresentar apenas as seções descritas. Para maiores detalhes sobre o funcionamento do código pode-se recorrer a sua versão completa, disponibilizada em (MARTINS-BRITTO; FINAMORE, 2023).

Abaixo apresenta-se um fluxograma que ilustra de forma gráfica o funcionamento do código proposto neste trabalho.

Figura 3.1. Fluxograma do código proposto



Fonte: Autoria própria.

3.3 VALIDAÇÃO

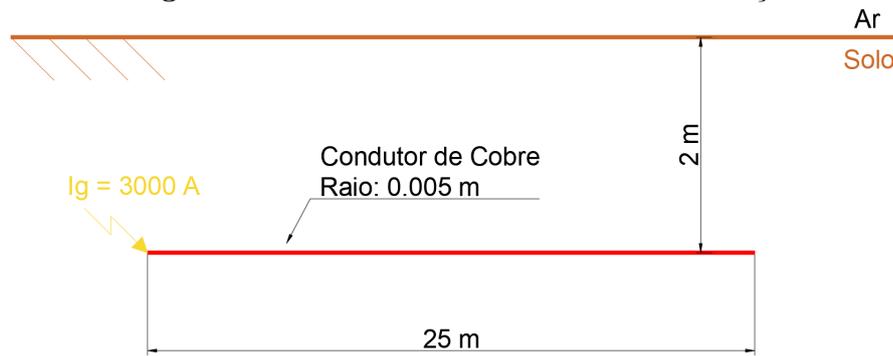
Uma vez explicado o código proposto pelo estudo, é preciso validá-lo. Para tal fim, serão realizadas duas simulações distintas nessa seção. Na primeira, simula-se um condutor horizontal enterrado em solo uniforme. Já na segunda simulação, são estudadas malhas quadradas de tamanhos diferentes em um solo com duas camadas.

3.3.1 Condutor horizontal

3.3.1.1 Descrição da simulação

O objetivo dessa simulação é validar o código proposto em um caso simples e evidenciar a partir de qual comprimento desse condutor a simulação que o considera equipotencial passa a apresentar um erro significativo. Sabe-se que a extensão na qual os valores encontrados pela modelagem equipotencial e a que considera a impedância interna começam a diferir é, aproximadamente, a distância em que a impedância interna do condutor é igual à impedância para a terra vista pelo ponto de injeção (FORTIN *et al.*, 2004). Quando a impedância interna é levada em conta sempre obtém-se condutores com menor comprimento efetivo, além de maiores valores de GPR e maior dispersão de corrente nos pontos mais próximos da injeção.

Será realizada a simulação de um condutor horizontal enterrado a 2 metros de profundidade. Considera-se inicialmente que o condutor tem 25 metros e seu comprimento é incrementado em 25 metros para cada nova simulação até que ele atinja 500 metros. É utilizado um condutor de cobre com raio 5 mm em um solo uniforme com resistividade $\rho_{soil} = 100 \Omega.m$ e comparam-se os resultados obtidos ao energizar esse condutor com uma corrente $I_g = 3000 \angle 0^\circ A$ em uma das suas extremidades.

Figura 3.2. Condutor horizontal utilizado na simulação

Fonte: Autoria própria.

Nas simulações são comparados os resultados encontrados por 3 modelos: modelo equipotencial (modelo Clássico), modelo que considera a impedância interna dos condutores (modelo Proposto) e o modelo MALZ do software CDEGS (modelo Referência).

Tabela 3.1. Descrição dos modelos

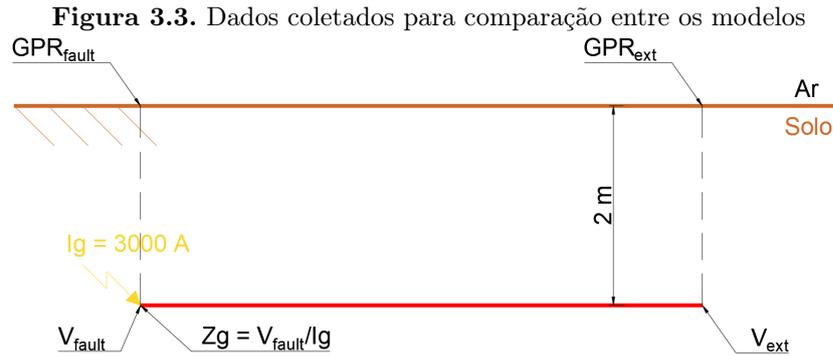
Modelo	Descrição
Clássico	Malha equipotencial
Proposto	Condutores com impedância interna
Referência	Modelo MALZ do software CDEGS

Fonte: Autoria própria.

Além de evidenciar as diferenças entre os modelos Clássico e Proposto as simulações são utilizadas para validar o modelo Proposto, comparando-o com o modelo Referência.

3.3.1.2 Resultados da simulação

Durante as simulações foram coletados os resultados obtidos por cada modelo para os seguintes parâmetros e grandezas: impedância de aterramento (Z_g), tensão no local da falta (V_{fault}), tensão na extremidade do condutor (V_{ext}), GPR no local da falta (GPR_{fault}) e GPR na extremidade do condutor (GPR_{ext}). Esses parâmetros e grandezas foram escolhidos por serem os mais significativos quando se deseja analisar a segurança de um sistema de aterramento, em especial o valor de GPR, já que ele é utilizado para calcular os valores de tensão de toque e passo.



Fonte: Autoria própria.

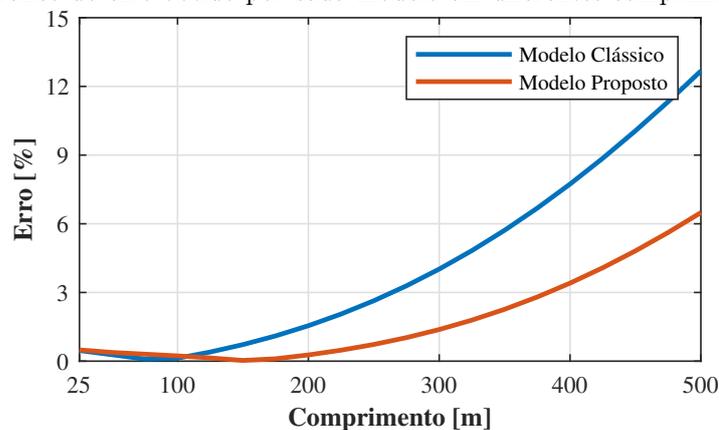
Primeiro, comparam-se os valores obtidos pelos modelos Clássico e Proposto para a impedância de aterramento Z_g em comparação com o modelo Referência. Em seguida, é feito o mesmo para as tensões V_{fault} e V_{ext} encontradas. Finaliza-se a análise observando o gráfico que o código Proposto gera para ilustrar os valores de GPR na superfície acima do condutor.

Vale ressaltar que são analisados apenas os valores dos módulos dos parâmetros complexos citados, visto que o módulo é mais relevante que o ângulo quando se realiza um estudo para avaliar a segurança propiciada pelo sistema de aterramento.

3.3.1.3 Análise dos resultados

O gráfico abaixo mostra o erro encontrado no módulo do valor obtido para Z_g pelos modelos Clássico e Proposto, em comparação com o modelo Referência.

Figura 3.4. Gráfico do erro obtido por cada modelo em diferentes comprimentos de condutor



Fonte: Autoria própria.

Nota-se que o erro encontrado para os condutores menores que 100 metros é ínfimo, ambos modelos conseguiram encontrar valores de Z_g que divergem em menos de 0,5% do valor encontrado pelo modelo Referência. No entanto, a partir do condutor de 200 metros é possível perceber uma diferença significativa nos erros encontrados. Nesse condutor, o erro cometido no modelo Clássico, apesar de pequeno, foi mais de 5 vezes maior que o cometido no modelo Proposto. No maior condutor simulado, de 500 metros, o erro do modelo Clássico deixa de ser aceitável e atinge 12,67%, quase duas vezes o erro do modelo Proposto para o mesmo comprimento.

Considerando o máximo erro admissível como 10% mostra-se que a simplificação de um condutor equipotencial só é válida quando este é menor que 450 metros, pois o erro do modelo Clássico para um condutor dessa extensão foi 10,06%. Com isso cumpre-se o objetivo de encontrar o comprimento de condutor para o qual o modelo Clássico deixa de ser válido. Além disso, evidencia-se que o modelo Proposto é o recomendado para condutores maiores que 100 metros, visto que seu erro é menor que o do modelo Clássico para qualquer condutor com comprimento maior a esse.

Em seguida é realizada uma análise para os valores encontrados de tensão nas extremidades do condutor a partir da tabela abaixo.

Tabela 3.2. Tensões nas extremidades do condutor para cada modelo

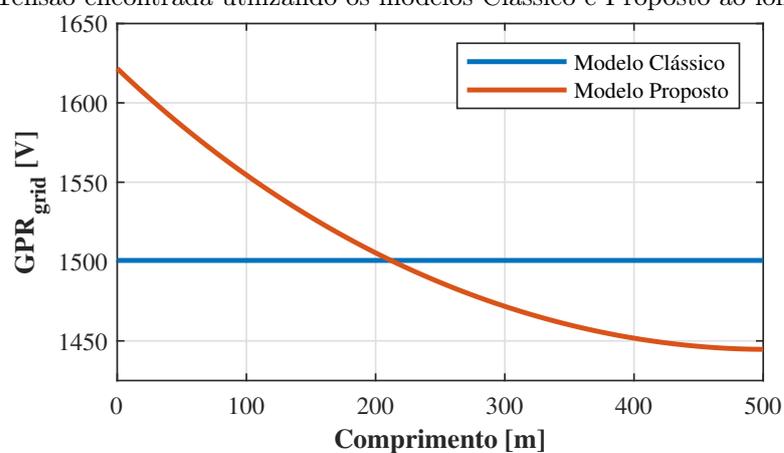
Comprimento [m]	V_{fault} [kV]			V_{ext} [kV]		
	Clássico	Proposto	Referência	Clássico	Proposto	Referência
100	5.98	6.00	5.99	5.98	5.97	5.95
200	3.32	3.36	3.37	3.32	3.29	3.28
300	2.34	2.40	2.44	2.34	2.31	2.29
400	1.82	1.91	1.98	1.82	1.78	1.76
500	1.50	1.61	1.72	1.50	1.45	1.42

Fonte: Autoria própria.

Como esperado, é perceptível que o modelo Clássico apresenta um erro significativo para condutores extensos. Por se tratar de um modelo equipotencial, ele não considera o ponto do condutor no qual a corrente está sendo injetada para o cálculo das tensões nas extremidades. Dessa forma seus resultados sempre subestimam a tensão no local da falta (V_{fault}) e superestimam a tensão na extremidade oposta a falta (V_{ext}). Com o objetivo de ilustrar de forma mais

clara esse fenômeno, construiu-se o gráfico apresentado na Figura 3.5.

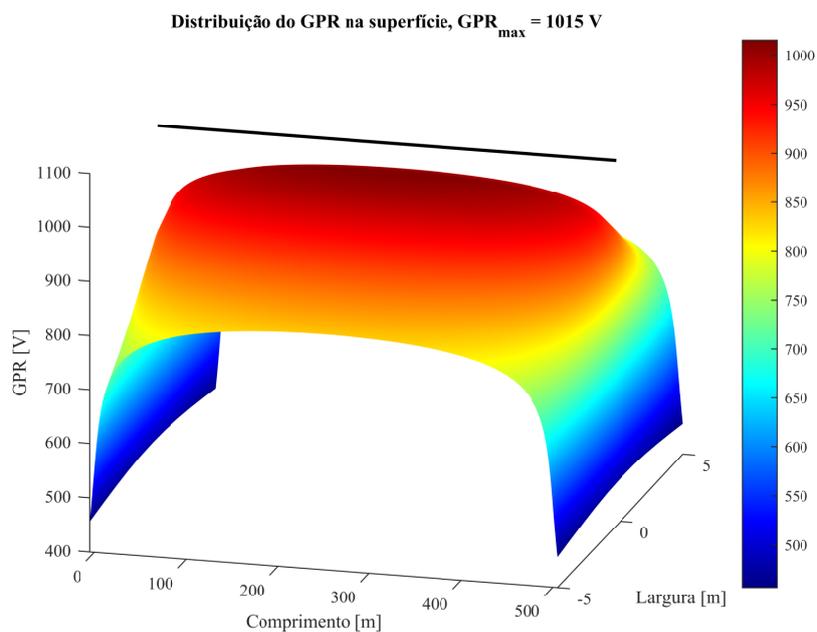
Figura 3.5. Tensão encontrada utilizando os modelos Clássico e Proposto ao longo do condutor



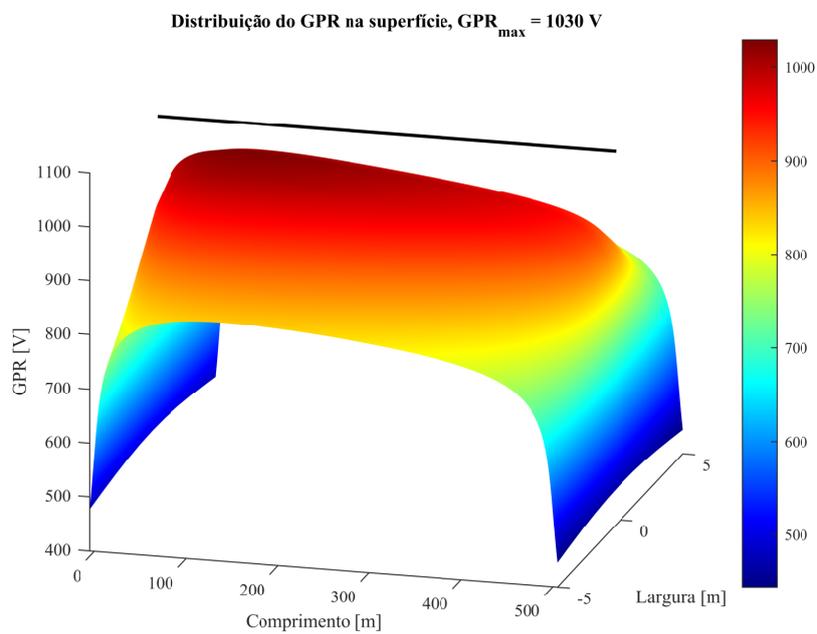
Fonte: Autoria própria.

O modelo Proposto, apesar de também aumentar seu erro à medida que o condutor aumenta, apresenta um resultado mais realista. Em todas as distâncias simuladas o modelo Proposto encontra V_{fault} maior que V_{ext} , representando corretamente o que acontece em um condutor real que possui impedância interna e, conseqüentemente, queda de tensão.

Observando as figuras 3.6 e 3.7 nota-se que um resultado semelhante é encontrado nos gráficos de GPR na superfície do solo gerados pelos modelos Clássico e Proposto.

Figura 3.6. GPR encontrado no modelo Clássico

Fonte: Autoria própria.

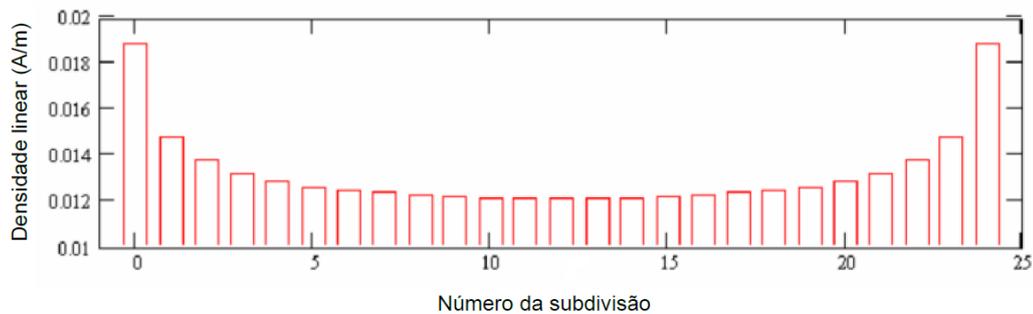
Figura 3.7. GPR encontrado no modelo Proposto

Fonte: Autoria própria.

Novamente, se percebe que o modelo Clássico fornece um resultado não compatível com a realidade. Na figura 3.6 é nítido que o ponto de maior GPR ocorre no meio do condutor. Isso

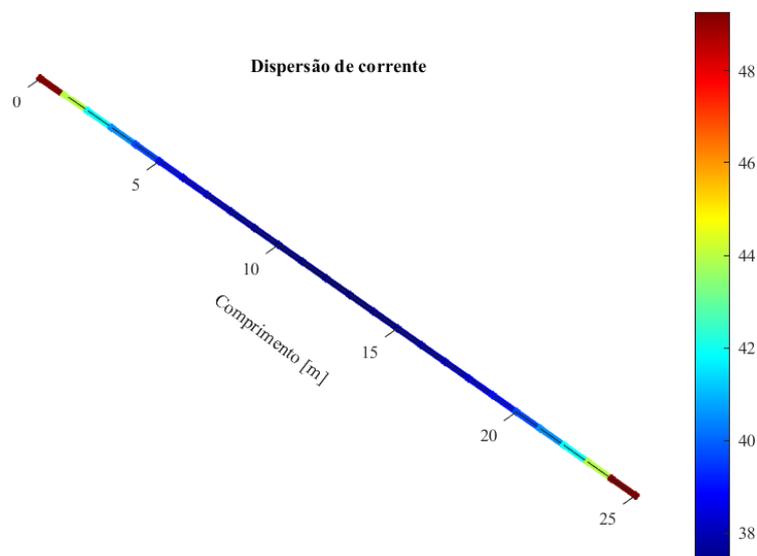
acontece pois, desconsiderando a impedância interna do condutor, a dispersão de corrente ao longo do condutor é perfeitamente simétrica, sendo maior nas pontas (BARIC; NIKOLOVSKI, 2004).

Figura 3.8. Distribuição da densidade linear de corrente para um condutor filamental de 1 m de comprimento



Fonte: Baric & Nikolovski (2004).

Figura 3.9. Distribuição da dispersão de corrente encontrada no modelo Clássico para um condutor de 25 m de comprimento



Fonte: Autoria própria.

Dessa forma, graças a essa simetria, o ponto da superfície no qual a soma das contribuições de cada segmento para o GPR é maior se encontra acima do meio do condutor.

No entanto, ao considerar a queda de tensão ao longo do condutor, obtém-se um resultado mais próximo do real, como o observado na figura 3.7. Nesse caso o maior GPR se encontra

logo acima do ponto da falta e diminui a medida que a distância para esse ponto aumenta.

Tendo feito a análise dos resultados encontrados para a impedância de aterramento, tensões nas extremidade e GPR na superfície conclui-se que o modelo Proposto, que considera a impedância interna dos condutores da malha, é válido para condutores horizontais extensos enterrados.

3.3.2 Malhas quadradas

Essa simulação tem como objetivo evidenciar que o código proposto também é válido para geometrias mais complexas, comumente adotadas na prática. Busca-se, também, exibir que o código realiza acertadamente simulações em solos que possuam até 2 camadas.

É importante pontuar que, apesar de solos reais possuírem múltiplas camadas, simulações considerando apenas duas camadas são plausíveis e suficientes para diversos casos de interesse prático. Além disso, sabe-se pela literatura que solos multicamadas podem ser reduzidos a um modelo de duas camadas equivalente, sendo uma das formas para isso a utilização da fórmula de Hummel (KINDERMANN; CAMPAGNOLO, 1995).

3.3.2.1 Descrição da simulação

É realizada nessa seção a simulação de malhas compostas por condutores de cobre com 5 mm de raio enterrados a 0,5 metros de profundidade em um solo com 2 camadas, onde a segunda camada começa a partir da profundidade $h = 1$ m. São variadas nas simulações as resistividades elétricas da primeira e segunda camadas do solo, que serão referidas, respectivamente, como ρ_1 e ρ_2 . São simulados 3 casos distintos:

- Caso 1: $\rho_1 = 10 \Omega.m$ e $\rho_2 = 1000 \Omega.m$
- Caso 2: $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$
- Caso 3: $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$

Com esses casos, é possível observar os efeitos causados pela resistividade do solo nas simulações das malhas quando $\rho_1 < \rho_2$, $\rho_1 = \rho_2$ e $\rho_1 > \rho_2$.

Buscando evidenciar que para malhas maiores a impedância interna dos condutores passa a ser relevante, utilizou-se malhas quadradas de 3 tamanhos diferentes com lados 50, 250 e 500 metros. As malhas são compostas por 25 quadrados menores que variam de tamanho para cada uma delas. A tabela 3.3 resume as características de cada malha.

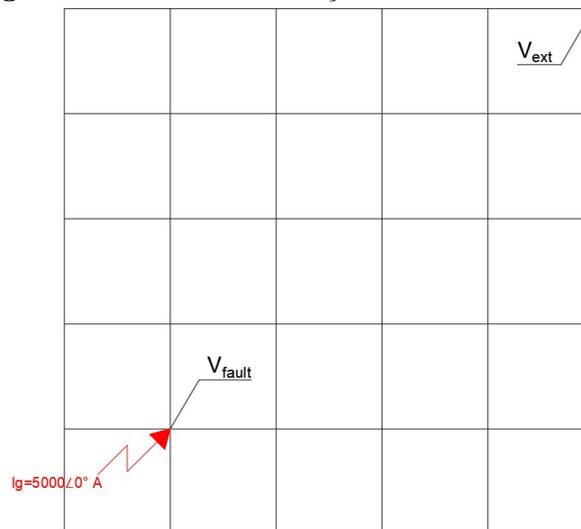
Tabela 3.3. Descrição das malhas

Tamanho da malha [m]	Tamanho dos quadrados menores [m]
50	10
250	50
500	100

Fonte: Autoria própria.

Em todas as simulações, energiza-se a malha no mesmo ponto, conforme indicado na figura 3.10, com uma corrente $I_g = 5000\angle 0^\circ$ A.

Figura 3.10. Ponto de excitação da malha nas simulações

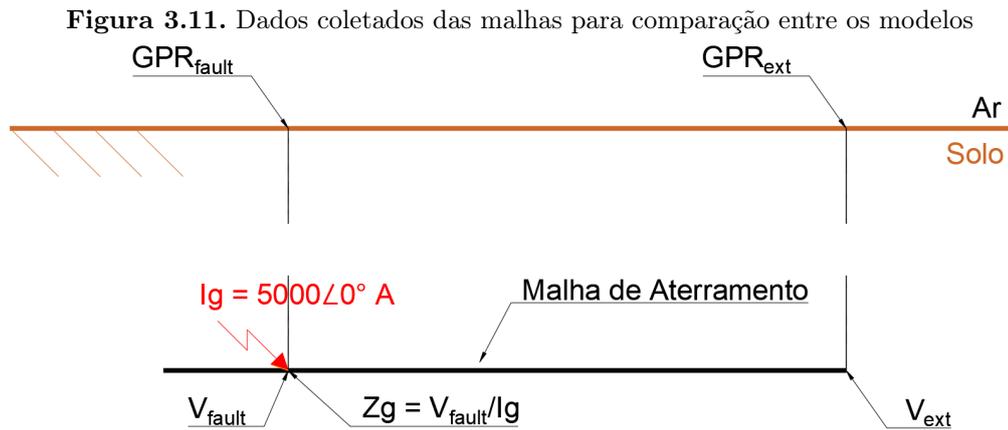


Fonte: Autoria própria.

Busca-se a seguir analisar e comparar os resultados obtidos pelos três modelos já descritos na tabela 3.1. Porém, diferente da seção anterior, utilizam-se as simulações dessa seção para validar o modelo Proposto em cenários nos quais o solo possui duas camadas com resistividades elétricas distintas. Além disso, mais uma vez, comparam-se os resultados obtidos pelos modelos Clássico e Proposto para evidenciar suas discrepâncias.

3.3.2.2 Dados coletados

Durante as simulações coletaram-se os resultados gerados utilizando cada modelo para os seguintes parâmetros e grandezas: tensão no local da falha (V_{fault}), tensão na extremidade da malha (V_{ext}), GPR no local da falha (GPR_{fault}), GPR na extremidade da malha (GPR_{ext}) e impedância de aterramento (Z_g).



Fonte: Autoria própria.

Primeiramente, comparam-se os valores dos módulos das tensões V_{fault} e V_{ext} obtidos com os modelos Clássico e Proposto em relação ao modelo Referência. Em seguida, a mesma comparação é feita para as impedâncias de aterramento Z_g calculadas. Por fim, é executada uma análise do impacto resultante da variação da resistividade do solo examinando os gráficos gerados pelo código Proposto para representar o GPR na superfície do solo.

Novamente, ao realizar essa análise de segurança do sistema de aterramento, está se considerando apenas os valores dos módulos dos parâmetros mencionados, uma vez que para tal estudo o módulo é mais relevante do que o ângulo.

3.3.2.3 Análise dos resultados

Iniciam-se as análises observando os valores encontrados para V_{fault} e V_{ext} . As tabelas 3.4 e 3.5 mostram os valores encontrados pelos modelos para as simulações com $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$, pois nesse caso os erros são mais significativos.

Tabela 3.4. Tensão no local da falta (V_{fault}) com $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$

Tamanho [m]	Clássico		Proposto		Referência
	V_{fault} [V]	Erro [%]	V_{fault} [V]	Erro [%]	V_{fault} [V]
50	4907.9	0.05	4913.2	0.05	4910.6
250	1077.0	3.67	1103.6	1.28	1117.9
500	558.0	17.29	611.0	9.44	674.7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 3.5. Tensão na extremidade da malha (V_{ext}) com $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$

Tamanho [m]	Clássico		Proposto		Referência
	V_{ext} [V]	Erro [%]	V_{ext} [V]	Erro [%]	V_{ext} [V]
50	4907.9	0.14	4905.8	0.10	4900.9
250	1077.0	1.39	1066.8	0.43	1062.2
500	558.0	6.09	538.2	2.32	526.0

Fonte: Autoria própria.

Nota-se que em todas as simulações o erro obtido pelo modelo Proposto é menor que o obtido pelo modelo Clássico. Além disso, é perceptível que o erro cometido pelo modelo Clássico cresce rapidamente com o aumento do tamanho da malha. Esse resultado era esperado, pois à medida que aumentam-se o tamanho da malha e o comprimento dos condutores, as impedâncias internas passam a ser significativas.

Outro ponto importante é que, por considerar a malha equipotencial, o modelo Clássico sempre subestima a tensão no local da falta e superestima a tensão na extremidade da malha. Ele fornece um resultado que não condiz com a realidade ao considerar as tensões no local da falha e na extremidade da malha iguais. Apesar de essa aproximação ser válida para malhas menores, evidencia-se que para malhas maiores, principalmente em solos com baixa resistividade elétrica, essa aproximação se torna inválida. Esse fato fica nítido pelos resultados da Tabela 3.4, na maior malha simulada o erro da tensão obtida no local da falha chega a 17,29%, tornando o modelo Clássico inválido para malhas dessa dimensão.

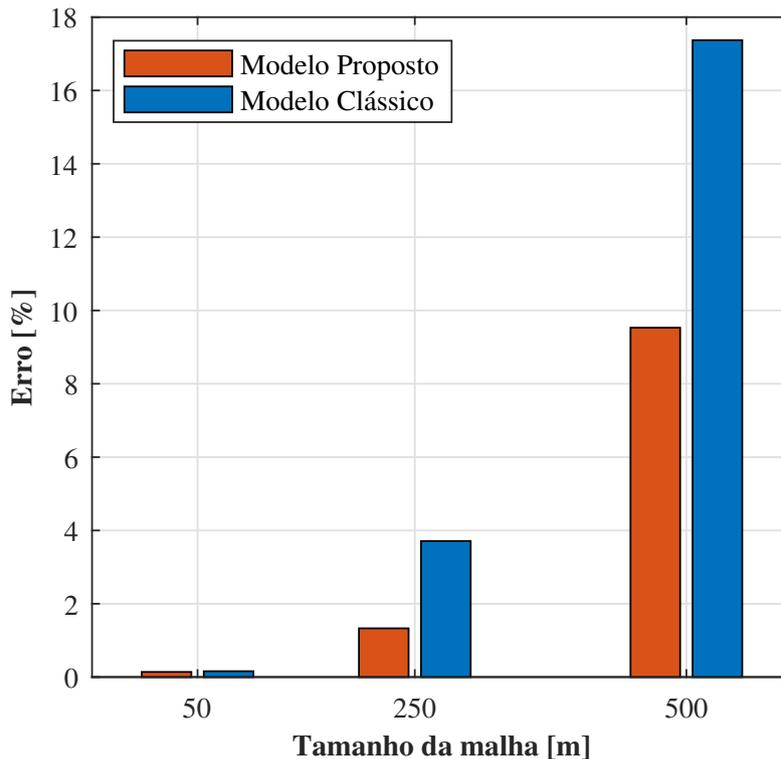
Já o modelo Proposto, apesar de também apresentar erro, fornece um resultado mais próximo da realidade. Como pode-se observar nos valores das tabelas acima, o modelo que considera a impedância interna dos condutores sempre encontra a tensão V_{fault} maior que V_{ext} . Esse resultado é condizente com o observado previamente para as simulações realizadas para apenas

um condutor enterrado.

Considerando um erro máximo aceitável de 10% conclui-se que o modelo Clássico não é válido para a simulação de malhas de 500 metros de lado (ou maiores) em solos uniformes com $\rho_{soil} = 100 \Omega.m$. Essa modelagem da malha de 500 metros também se mostra inválida para outros tipos de solo, por exemplo o caso em que $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$. Nesse caso o erro obtido nas simulações pelo modelo Clássico para o valor de V_{fault} foi 11,41%, mais que o dobro do erro de 5,49% obtido pelo modelo Proposto.

Em seguida analisa-se, na Figura 3.12, os erros obtido pelos modelos Clássico e Proposto nos valores encontrados para impedância de aterramento (Z_g). Pelo mesmo motivo já exposto, será utilizada novamente a simulação da malha de 500 metros quando ρ_1 e ρ_2 são iguais a $100 \Omega.m$.

Figura 3.12. Gráfico do erro obtido por cada modelo para o valor de Z_g das malhas



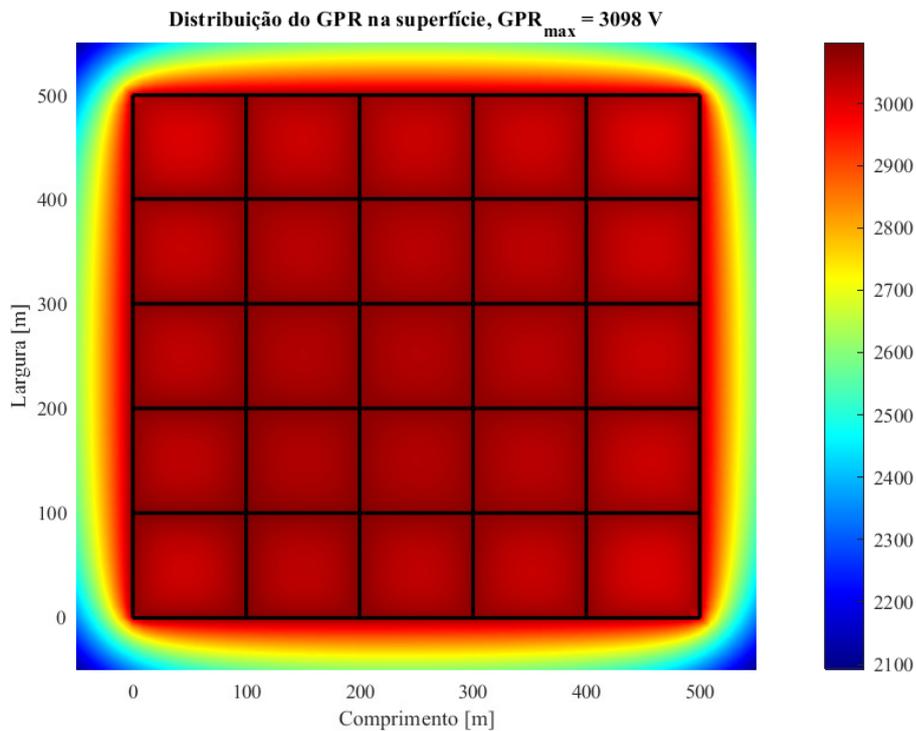
Fonte: Autoria própria.

Os erros são muito semelhantes aos encontrados para os valores de V_{fault} . Isso ocorre pois, conforme exibido na fórmula (2.11), o valor de V_{fault} afeta diretamente o resultado encontrado para Z_g . Novamente o modelo equipotencial apresentou resultados insatisfatórios, para todos os tamanhos de malha, comparados com os daquele que considera a impedância interna .

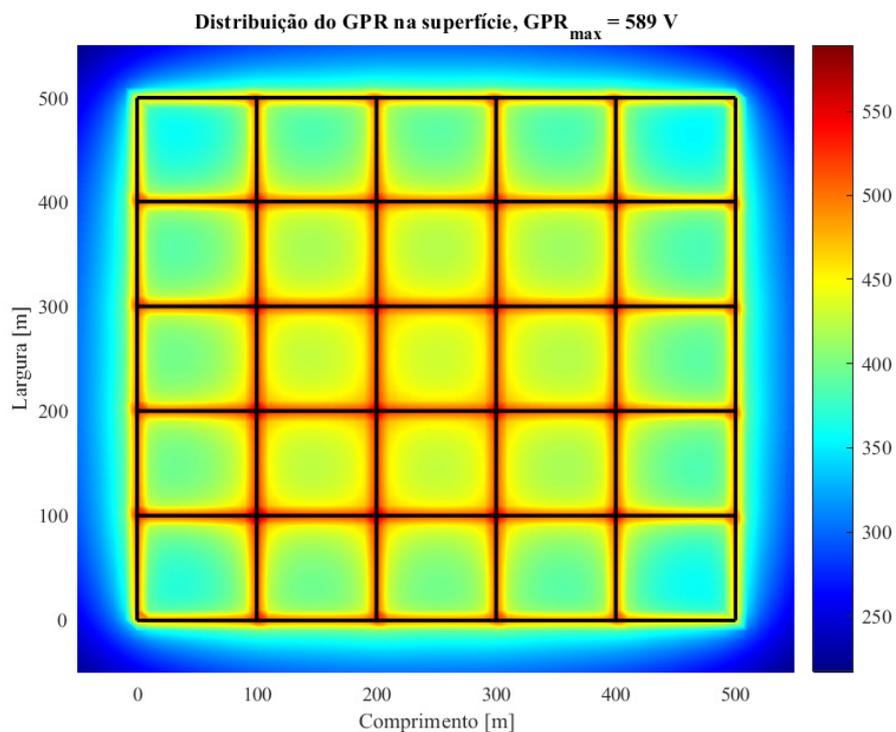
Percebe-se que para malhas menores ambos os modelos encontram um valor preciso para Z_g . Os erros obtidos para a malha de 50 metros, nesse caso de solo uniforme, são menores que 0,1%. Porém, à medida que o tamanho da malha aumenta, o modelo que considera a impedância interna dos condutores se mostra mais preciso que o equipotencial. Observou-se que, mesmo para malhas de tamanho intermediário, é preferível utilizar o modelo Proposto. Na simulação da malha de 250 metros, por exemplo, o erro encontrado no valor do modelo Proposto para Z_g é menos da metade do encontrado por meio do modelo Clássico, fazendo com que a modelagem que considera a impedância interna seja a recomendada quando se exige mais precisão, independente do tamanho da malha.

É feita ainda a análise do efeito que as resistividades ρ_1 e ρ_2 causam nos gráficos de GPR gerados por meio do código do modelo Proposto. Efeitos similares, porém menos precisos, foram observados no modelo Clássico. Para essa análise são utilizadas as simulações realizadas para a malha de 500 metros.

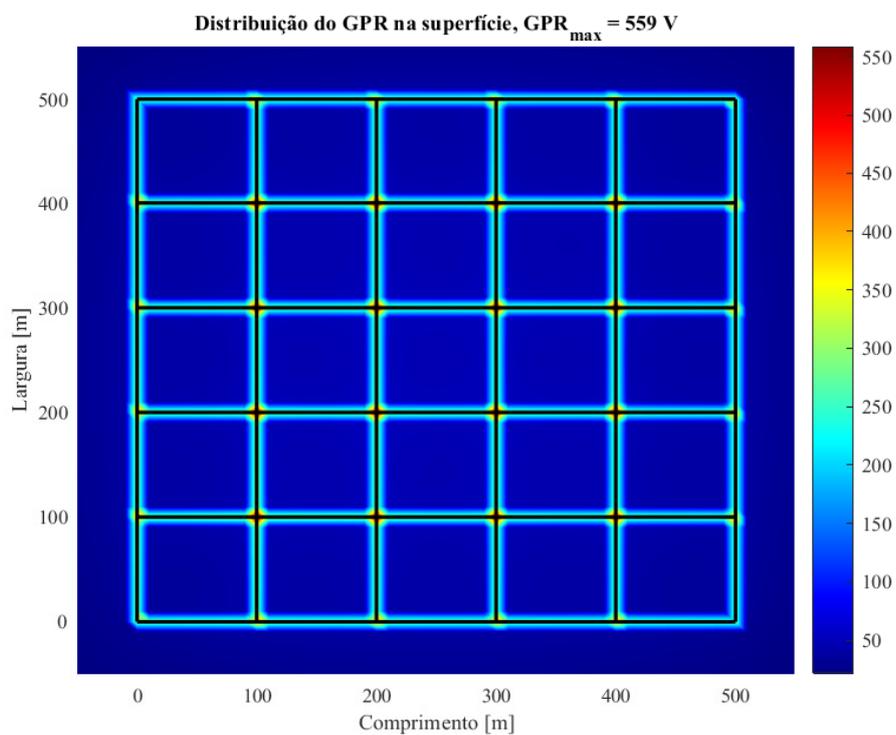
Figura 3.13. Gráfico do GPR para $\rho_1 = 10 \Omega.m$ e $\rho_2 = 1000 \Omega.m$



Fonte: Autoria própria.

Figura 3.14. Gráfico do GPR para $\rho_1 = 100 \Omega.m$ e $\rho_2 = 100 \Omega.m$ 

Fonte: Autoria própria.

Figura 3.15. Gráfico do GPR para $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$ 

Fonte: Autoria própria.

Percebe-se que o valor máximo de GPR (GPR_{max}) encontrado diminui ao longo das simulações. Esse resultado está diretamente relacionado à definição de coeficiente de reflexão e resistividade elétrica.

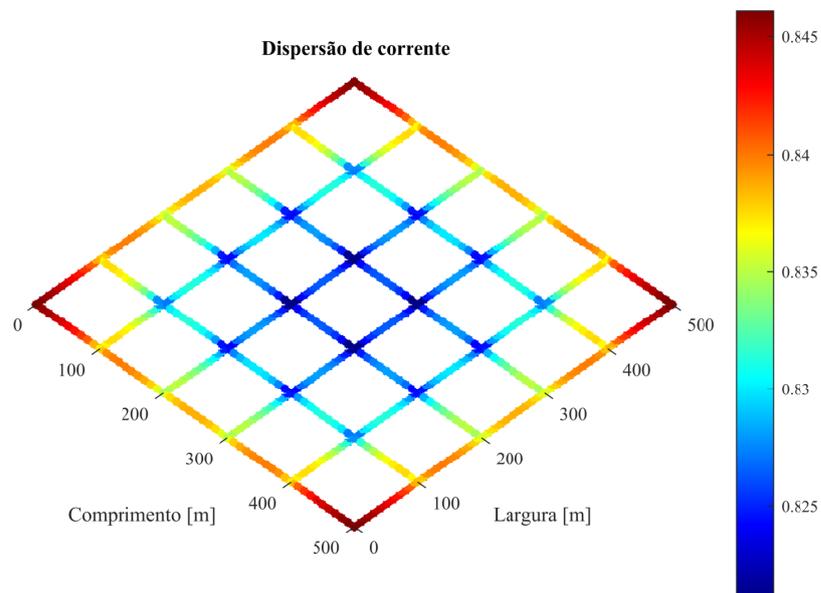
Na primeira simulação (Figura 3.13), quando $\rho_1 = 10 \Omega.m$ e $\rho_2 = 1000 \Omega.m$, o coeficiente de reflexão assume o valor $k = +0,98$ usando a fórmula (2.4) previamente apresentada. Esse valor próximo de 1 e positivo indica que a maior parte das ondas eletromagnéticas, isto é, da energia dispersada pela malha, é refletida e não penetra na segunda camada do solo, que apresenta uma resistividade elétrica muito maior que a primeira. Com isso a dispersão de corrente ocorre, quase inteiramente, na primeira camada do solo que só possui 1 metro de profundidade, resultando em valores elevados de GPR na superfície.

Na segunda simulação (Figura 3.14), por se tratar de um solo uniforme, $k = 0$ e, por isso, a corrente é dispersada de forma uniforme e em uma região maior no solo ao invés de ficar confinada em um espaço próximo da superfície. Isso resulta em uma queda drástica nos valores de GPR encontrados.

Na última simulação (Figura 3.15) observam-se os menores valores de GPR na superfície. Nesse caso ρ_1 é muito maior que ρ_2 e $k = -0,98$. O valor de k negativo e próximo de -1 indica que a maior parte das ondas eletromagnéticas vão fluir para a segunda camada do solo e não serão refletidas. Como somente uma pequena parte da corrente dispersada é refletida e permanece na primeira camada do solo, o valor de GPR foi ainda menor que o observado no caso do solo uniforme.

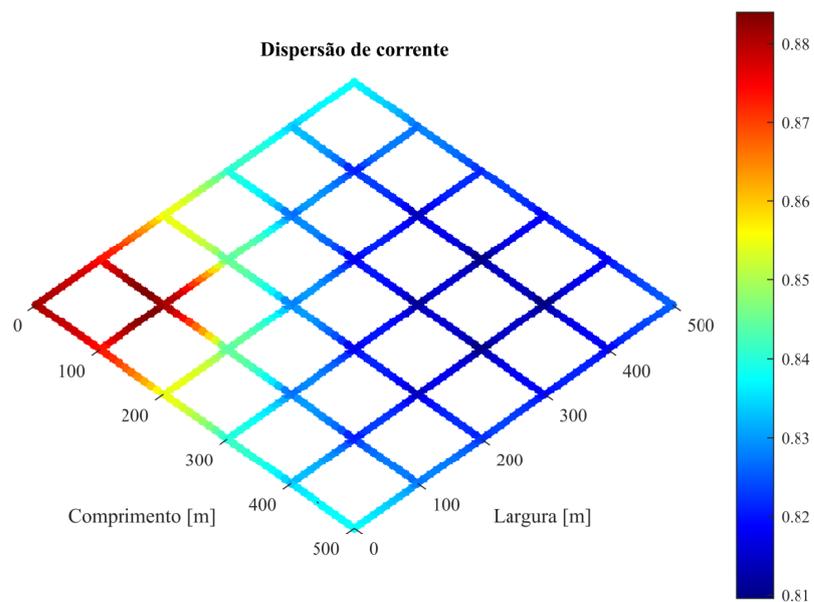
Seguindo a análise do efeito que um solo de duas camadas com resistividades diferentes gera nas simulações é feita uma última observação. Analisa-se a relação entre a resistividade das camadas do solo e a dispersão de corrente em cada segmento da malha. Essa análise é feita para o caso em que a discrepância nos resultados obtidos pelos modelos Clássico e Proposto é mais significativa: malha de 500 metros com $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$.

Figura 3.16. Gráfico da dispersão de corrente em cada segmento para o modelo Clássico com $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$



Fonte: Autoria própria.

Figura 3.17. Gráfico da dispersão de corrente em cada segmento para o modelo Proposto com $\rho_1 = 1000 \Omega.m$ e $\rho_2 = 10 \Omega.m$



Fonte: Autoria própria.

O modelo Clássico apresenta uma dispersão simétrica da corrente no solo ao longo da malha. Isso ocorre porque nele não é possível considerar o ponto em que a corrente de excitação I_g está sendo injetada. No entanto, esse resultado não condiz com o que ocorre em uma malha real.

Tendo em vista que nessas simulações a primeira camada apresenta uma resistividade muito maior que a segunda, que começa a apenas 0,5 metros da malha, o caminho de menor resistência para a corrente que está sendo injetada é fluir diretamente para a segunda camada do solo (Figura 2.4). Ou seja, o trajeto de menor impedância é do ponto em que a corrente está sendo injetada para a camada mais profunda. Logo, como esperado pela teoria de circuitos elétricos, o caminho de menor impedância é o que apresenta o maior fluxo de corrente. Graças a isso, nota-se que, no modelo Proposto, menos corrente é dispersada na extremidade oposta ao ponto de injeção da corrente de excitação I_g .

Com a análise desses gráficos provou-se que a impedância interna dos condutores não pode ser desprezada em casos de modelagem de malhas de aterramento extensas, principalmente em regiões com solos de baixa resistividade elétrica. Ademais, validou-se o modelo Proposto para simulações de condutores dispostos em geometrias complexas e inseridos em solos de duas camadas.

3.4 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Foi realizada uma explicação concisa e objetiva de como o modelo proposto é capaz de considerar a impedância interna dos condutores de um sistema de aterramento. A partir de valores extraídos da simulação equipotencial, ele consegue levar em consideração a queda de tensão nos condutores enterrados e encontrar resultados mais condizentes com o observado em situações reais de falha.

Descreveu-se a estrutura do código proposto para a implementação do modelo e o que é feito em cada uma de suas etapas. Em seguida o mesmo foi devidamente validado em simulações de falta em condutores horizontais e malhas de aterramento. Os resultados obtidos pelas simulações de validação evidenciaram que o modelo proposto por esse trabalho obtém resultados mais realistas que o equipotencial, principalmente em sistemas extensos e solos com baixa resistividade elétrica.

ESTUDOS DE CASO

Sabendo que o código é válido para vários cenários reais, nesta seção do trabalho, faz-se a análise de dois sistemas de aterramento diferentes. O primeiro é o aterramento de uma subestação que possui um transformador com neutro aterrado. Já o segundo caso se trata do sistema de aterramento de uma usina fotovoltaica de 1,5 MWp. As análises foram todas realizadas por meio do código proposto, buscando evidenciar sua efetividade e relevância para sistemas de aterramento reais.

4.1 RETORNO PELO NEUTRO DO TRANSFORMADOR

É muito comum em subestações de baixa e média tensão a utilização de transformadores com o neutro conectado ao sistema de aterramento. Essa prática tem o objetivo principal de garantir o direcionamento da corrente de falta para a terra em casos de curto-circuito, limitando a tensão dentro das grandezas permitidas e cooperando para o funcionamento de dispositivos de proteção do circuito. Além disso, sabe-se que o método adotado na execução desse aterramento é importante, visto que ele afeta consideravelmente as formas de onda e valores das sobretensões e correntes em casos de falta (HELAC *et al.*, 2022).

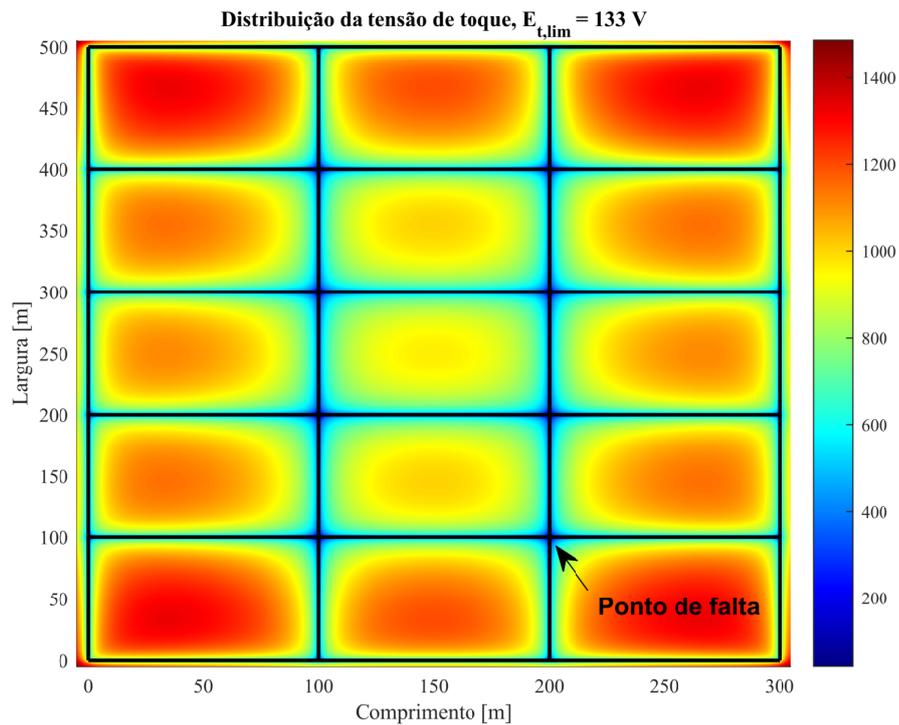
Portanto, como essa conexão do transformador a malha de aterramento é relevante, ela precisa ser levada em consideração no dimensionamento de sistemas de aterramento para subestações. Sabe-se que a corrente injetada na malha de aterramento em um caso de falta retorna por essa conexão e é chamada de corrente de retorno. O principal motivo para levar esse fenômeno em consideração no dimensionamento de um sistema de aterramento é que ele altera completamente a distribuição do GPR na superfície em situações de falha.

Utilizando o código proposto é possível simular essa conexão do neutro dos transformadores a malha de aterramento. Pode-se ainda escolher o ponto em que a corrente de falta será injetada

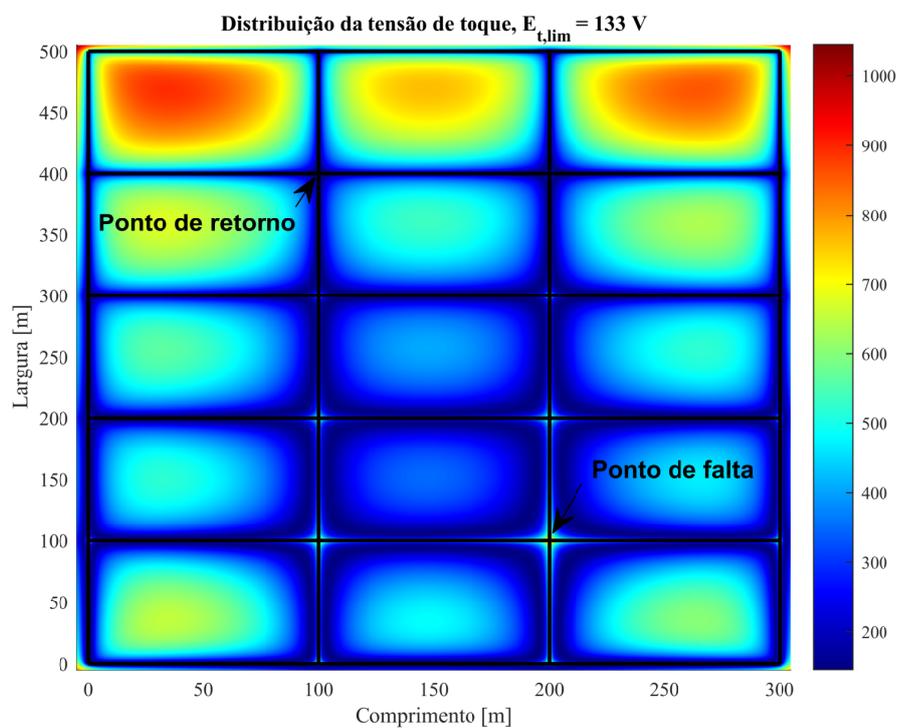
na malha, uma consideração que se torna indispensável nas simulações de falta em subestações. Em malhas de aterramento maiores e mais complexas, como é o caso de subestações de média e, principalmente, alta tensão, o local em que a corrente de falta é injetada na malha faz muita diferença nos resultados observados. Nesses sistemas, as correntes de retorno e fontes de corrente locais geradas pela conexão de transformadores, torres de transmissão, cabos para-raios, bancos de capacitores e condensadores síncronos à malha adicionam uma certa complexidade à análise do sistema. Em alguns casos, por exemplo, o pior cenário de falta se dá quando a mesma acontece fora da própria subestação (MA; DAWALIBI, 2006).

Os modelos Clássico e Proposto, mencionados anteriormente, são usados para realizar um estudo de caso sobre o retorno de corrente de falta através do neutro do transformador. Nesta seção, são apresentadas as diferenças nas tensões de toque observadas quando utilizam-se os dois modelos para representar esse fenômeno.

O estudo de caso reproduz as mesmas premissas de Dawalibi *et al.* (2011). As correntes de falta e retorno pelo neutro são, respectivamente, $I_g = 63\angle 0^\circ$ kA e $I_r = 40\angle 180^\circ$ kA. No caso do modelo equipotencial, como não é possível simular a energização da malha em mais de um ponto, assume-se uma corrente de falta equivalente de $I_g = 23\angle 0^\circ$ kA. Optou-se por utilizar um solo uniforme com resistividade $\rho_{soil} = 100 \Omega.m$ e condutores de cobre com 5 milímetros de raio. Aplicando as correntes na malha e considerando os pontos de falta e retorno indicados, são obtidos os resultados observados nas figuras 4.1 e 4.2.

Figura 4.1. Tensão de toque obtida por meio do modelo Clássico

Fonte: Autoria própria.

Figura 4.2. Tensão de toque obtida por meio do modelo Proposto

Fonte: Autoria própria.

Vale ressaltar que as tensões de toque máxima exibidas nas figuras acima levam em consideração uma falta com duração de 1 segundo em um solo sem nenhuma camada de proteção com materiais de alta resistividade como, por exemplo, a brita.

A discrepância entre as duas distribuições de tensão de toque é nítida. Torna-se evidente que o uso do modelo Clássico pode levar a um sobredimensionamento da malha de aterramento. Esse modelo resulta em valores de tensão de toque superestimados ao longo da malha em geral, atingindo valores aproximadamente 40% mais altos do que os obtidos por meio do modelo Proposto nos pontos mais críticos. Ademais, a distribuição espacial da tensão de toque obtida usando o modelo Proposto não resulta apenas em valores menores, mas também concentra os valores mais elevados na região onde a falha ocorre.

4.2 ATERRAMENTO DE USINA FOTOVOLTAICA

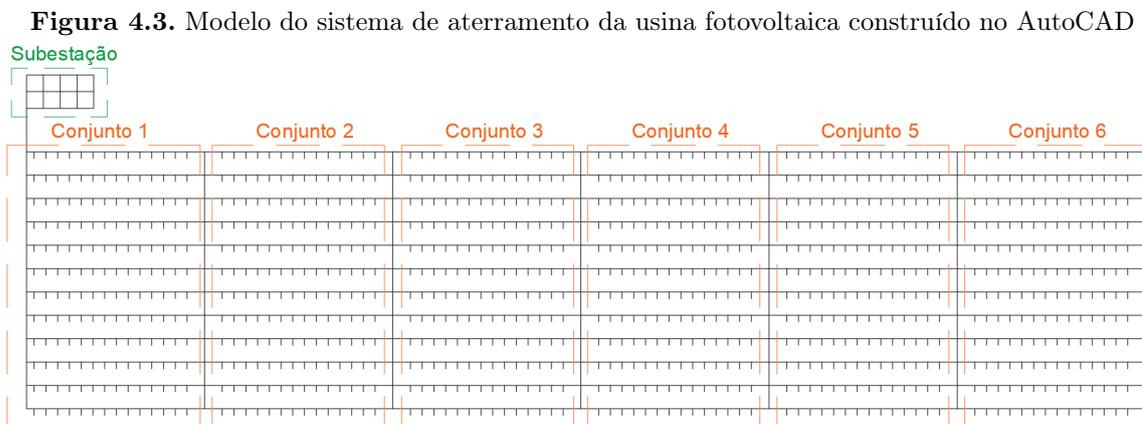
Nos últimos anos as fontes de energia renováveis vem apresentando um crescimento exponencial no mundo todo, sendo uma das principais a energia fotovoltaica (IEA, 2023). No Brasil não é diferente, o ano de 2023 apresentou o maior aumento da geração solar e o segundo maior para a energia eólica desde que essas fontes começaram a ser implementadas no país. Somente nos primeiros 9 meses desse ano, registou-se o maior incremento da capacidade de geração solar centralizada da história do Brasil. Em 2022, o acréscimo no ano todo foi de 2,5 Gigawatts, inferior aos 3 GW instalados entre janeiro e setembro de 2023 (MME, 2023).

Com o crescimento da geração solar é preciso, cada vez mais, dar a devida atenção aos sistemas de aterramento das usinas fotovoltaicas. Apesar de existirem sistemas fotovoltaicos com e sem sistemas de aterramento, sabe-se que aqueles que o possuem apresentam uma melhor proteção contra choques elétricos para as pessoas que circulam na usina (BOWER; WILES, 1994). Além disso, pode-se afirmar que a modelagem equipotencial não é suficiente para sistemas de aterramento extensos em grandes usinas fotovoltaicas. Nessas usinas é essencial considerar a impedância interna e queda de tensão dos condutores da malha de aterramento, principalmente para análises de proteção contra descargas atmosféricas (NAXAKIS *et al.*, 2018).

Nessa seção, utiliza-se o modelo Proposto para um estudo de caso de um sistema de aterramento de usina fotovoltaica. A geometria adotada para o estudo é inspirada na apresentada

por Datsios & Mikropoulos (2012). No entanto, são consideradas nas simulações apenas os condutores horizontais, sem considerar as hastes verticais que conectam o sistema de aterramento às estruturas metálicas da usina. Dessa forma é feita uma análise mais conservadora e sem grandes prejuízos na obtenção dos valores que se deseja analisar: GPR, tensão de toque e tensão de passo.

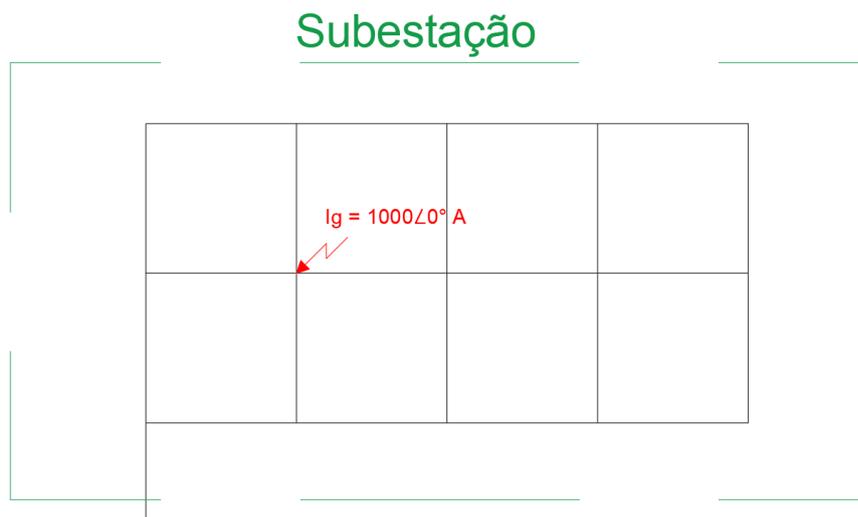
Primeiramente, por meio do software AutoCAD, criou-se o modelo com a geometria desejada.



Fonte: Autoria própria.

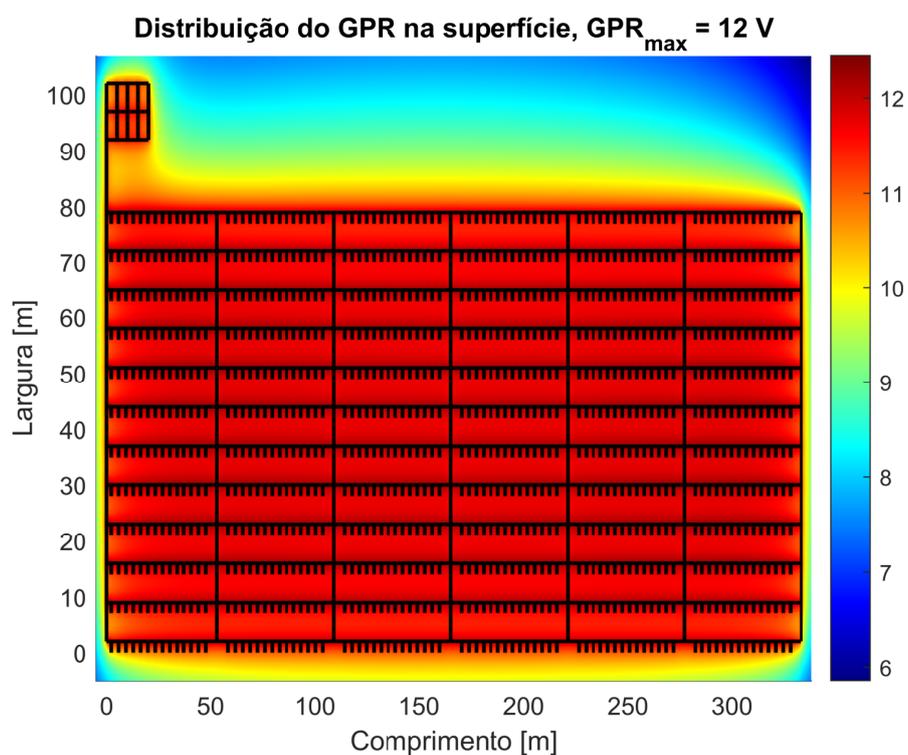
É simulado o aterramento de uma usina de 1,5 MWp composta por 6 conjuntos de módulos, cujas especificações podem ser encontradas em (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2012). Cada um dos conjuntos contém capacidade instalada de 250 kWp. A usina possui uma subestação com inversores, que convertem a energia gerada em corrente contínua para corrente alternada, e um transformador que realiza a elevação da tensão de saída desses inversores, permitindo a conexão da usina à rede da concessionária local.

Considerou-se para as simulações condutores de cobre, com raio 5 mm, enterrados a 0,5 metros da superfície e que o solo é uniforme e possui uma resistividade $\rho_{soil} = 5 \Omega.m$. A corrente de excitação da malha $I_g = 1000 \angle 0^\circ$ A (DATSIOS; MIKROPOULOS, 2012) é injetada no ponto do sistema que representa a malha de aterramento da subestação, simulando uma falta fase-terra no lado de alta do transformador.

Figura 4.4. Ponto de injeção da corrente na malha

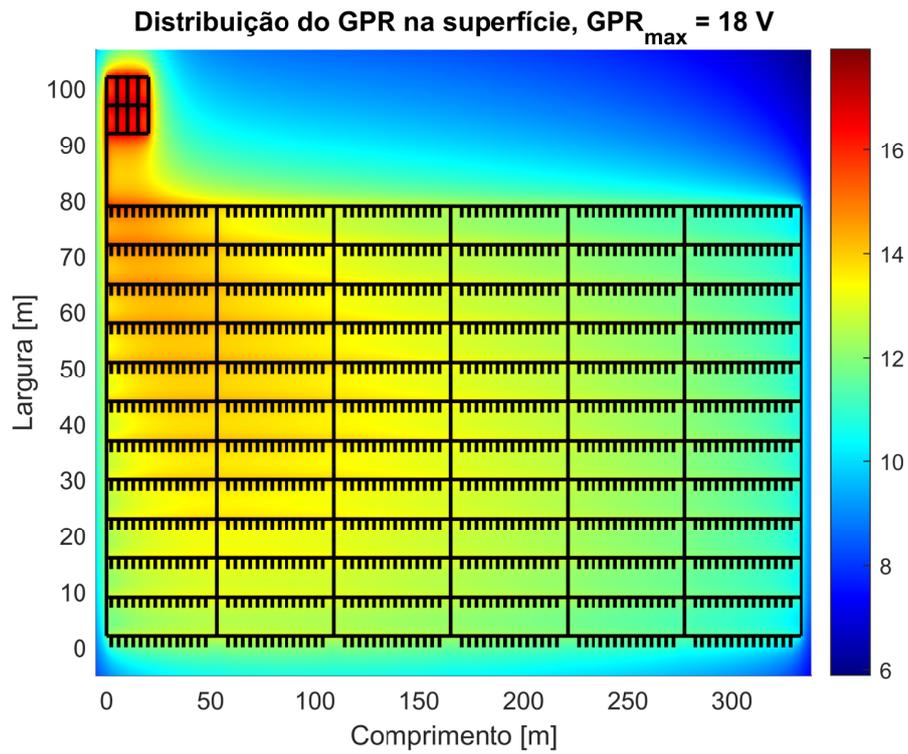
Fonte: Autoria própria.

Abaixo exibem-se os gráficos gerados por meio dos códigos dos modelos Proposto e Clássico para GPR, tensão de toque e tensão de passo.

Figura 4.5. GPR encontrado por meio do modelo Clássico

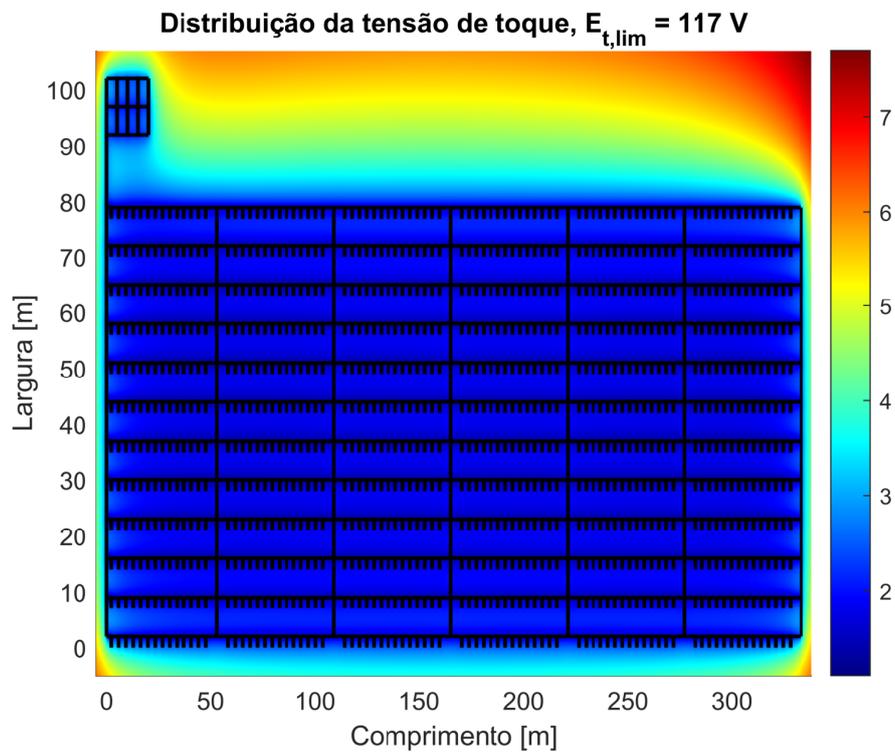
Fonte: Autoria própria.

Figura 4.6. GPR encontrado por meio do modelo Proposto



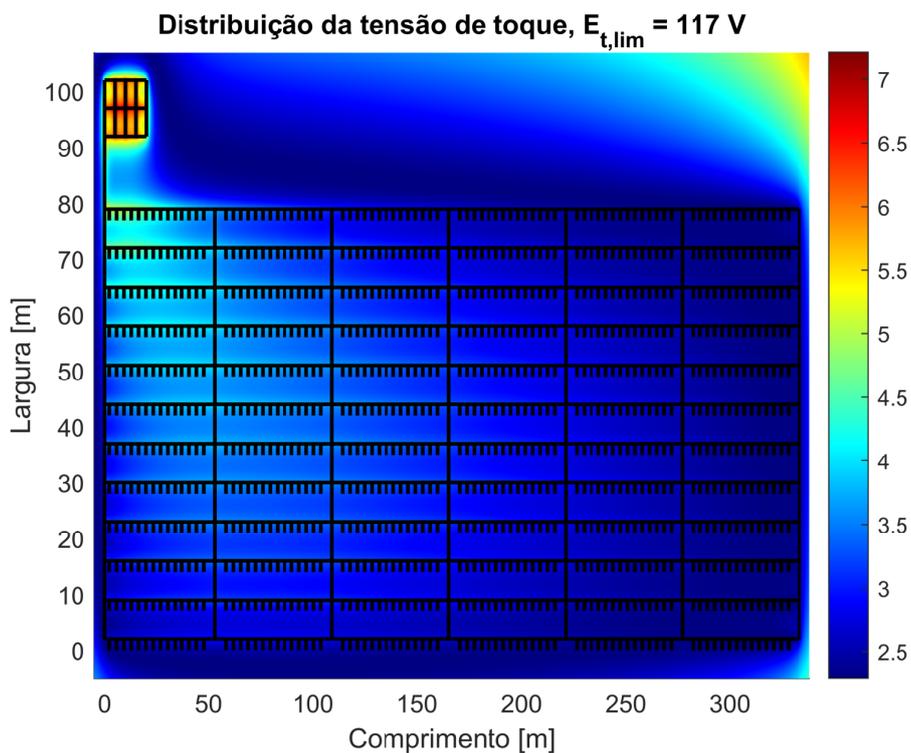
Fonte: Autoria própria.

Figura 4.7. Tensão de toque encontrada por meio do modelo Clássico



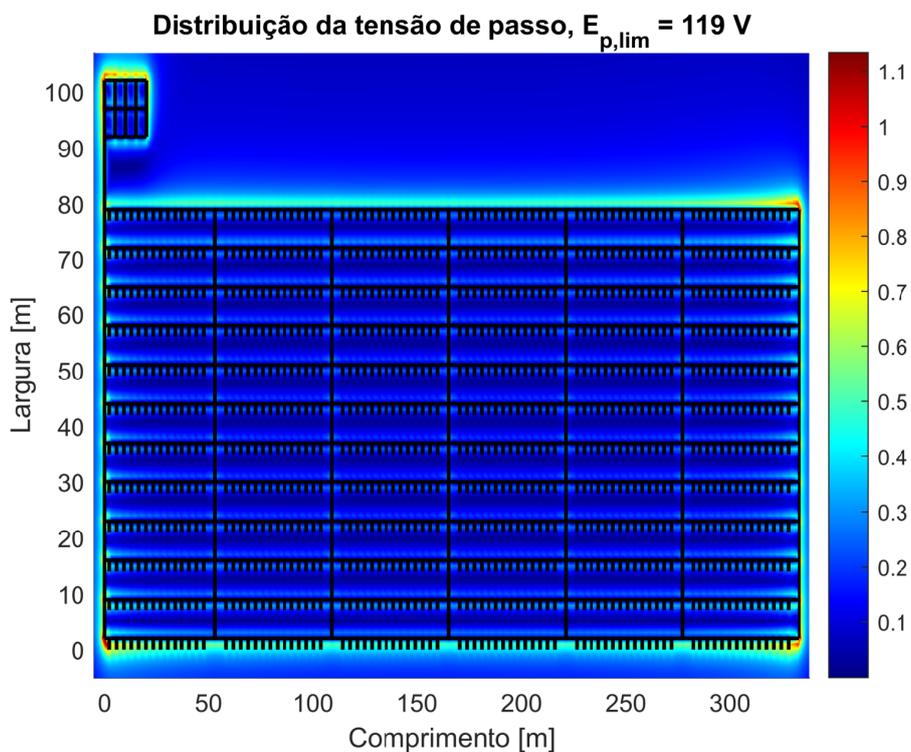
Fonte: Autoria própria.

Figura 4.8. Tensão de toque encontrada por meio do modelo Proposto



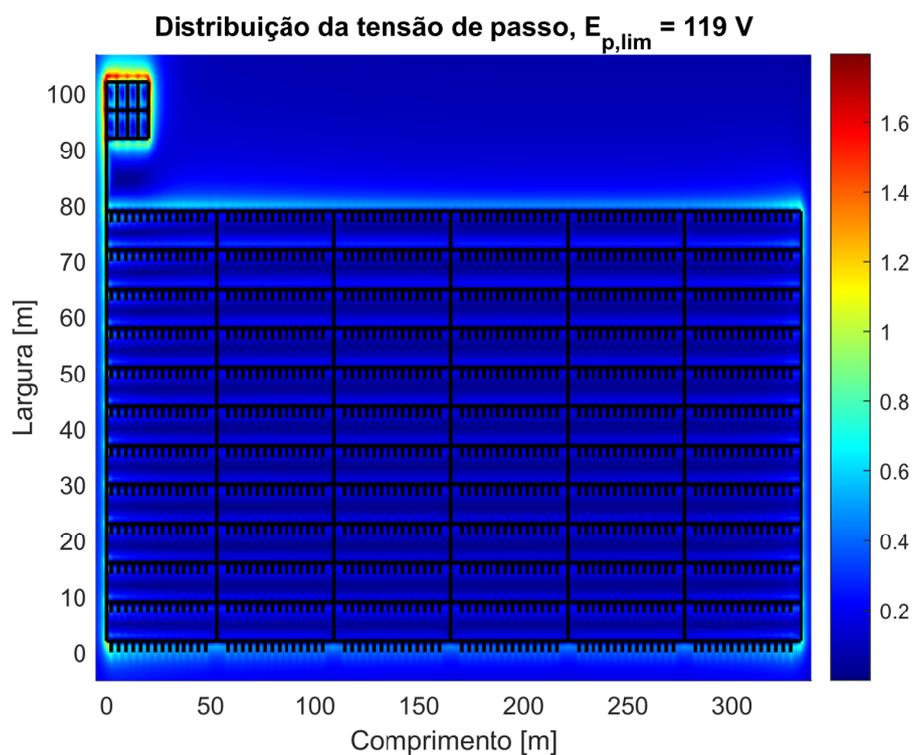
Fonte: Autoria própria.

Figura 4.9. Tensão de passo encontrada por meio do modelo Clássico



Fonte: Autoria própria.

Figura 4.10. Tensão de passo encontrada por meio do modelo Proposto



Fonte: Autoria própria.

São evidentes as discrepâncias nos gráficos gerados para os três parâmetros analisados. Além disso, observando os valores nas escalas de intensidade utilizadas nota-se o quão diferentes foram os resultados encontrados.

Para o gráfico de GPR nota-se que o modelo Clássico não leva em consideração o ponto da malha em que a corrente é injetada. É nítido que para o modelo que considera a impedância interna os maiores valores de GPR encontrados ocorrem mais próximos ao ponto em que a corrente I_g foi injetada, diferente do observado no modelo equipotencial. Para a simulação em questão o modelo Clássico subestimou consideravelmente o GPR no local da falta, considerando um GPR de 12 V em pontos nos quais ele deveria estar próximo dos 18 V, ou seja, um erro de aproximadamente 33,33%.

Apesar de as tensões de toque e passo se encontrarem abaixo dos limites máximos permitidos (ABNT, 2009), em solos ou geometrias diferentes essas discrepâncias encontradas utilizando modelagem Clássica poderiam resultar no dimensionamento incorreto da malha, colocando em risco pessoas e equipamentos da usina. Portanto, as diferenças nos gráficos gerados são

relevantes e é feita uma análise sobre elas.

O gráfico de tensão de toque foi o que apresentou a maior discrepância. Como está se calculando a tensão de toque pensando no pior caso possível, é levada em consideração no cálculo a menor tensão encontrada nos condutores da malha (2.6). Como essa tensão é superestimada pelo modelo equipotencial, a diferença entre ela e o GPR nos pontos da superfície se torna menor do que realmente seria em um caso real, gerando a grande diferença nos gráficos observados nas Figuras 4.7 e 4.8 e subestimando a tensão de toque em diversos pontos da malha.

Para a tensão de passo as diferenças entre os gráficos foi mais sutil. Devido à geometria da malha, esperava-se que os maiores valores de tensão de passo fossem encontrados nas suas extremidades, o que foi corretamente retratado em ambos os modelos. Porém, percebe-se que o modelo equipotencial subestima a tensão de passo nas proximidades da subestação e a superestima nas extremidades da malha (Figura 4.9). Isso é uma das consequências da falta de precisão desse modelo ao calcular os valores de GPR na superfície. Esse resultado confirma a importância do cálculo preciso do GPR em simulações para o dimensionamento seguro de malhas de aterramento.

4.3 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Os casos simulados nessa seção evidenciam a relevância do modelo proposto e como ele permite ao usuário simular sistemas e casos de falta reais. Provou-se, por meio das análises realizadas, que sistemas de aterramento de subestações e usinas fotovoltaicas de grande porte precisam levar em consideração a impedância interna dos condutores para garantir um correto dimensionamento.

Com o exposto no capítulo foi possível alcançar um dos principais objetivos deste trabalho. O código desenvolvido é capaz de realizar a análise de sistemas de aterramento reais em casos de falta e, por considerar a impedância interna dos condutores, consegue obter resultados muito próximos dos observados na prática.

CONCLUSÕES

Este estudo apresentou uma extensão do método de Segmentação-Integração baseada na teoria de circuitos para modelar com precisão as impedâncias internas dos condutores de sistemas de aterramento. Os algoritmos e técnicas de simulação recém-desenvolvidos foram publicados como uma ferramenta de código aberto em Matlab chamada GroundCalc, projetada para análise abrangente de malhas de aterramento, e está disponível junto com arquivos de exemplo correspondentes aos casos examinados neste trabalho (MARTINS-BRITTO; FINAMORE, 2023).

A partir dos resultados das simulações, foi concluído que a consideração da impedância interna nos condutores da malha de aterramento impacta significativamente os resultados obtidos para o GPR na superfície e as tensões de toque e passo. Foi demonstrado que simulações que adotam a malha equipotencial podem fornecer valores imprecisos para sistemas extensos, a ponto de tornar os resultados das simulações inválidos.

O estudo de caso 4.1 revelou que simulações baseadas na suposição da equipotencialidade falham em capturar características relevantes presentes em sistemas de aterramento mais complexos, como o cenário de retorno de corrente pelo neutro do transformador. No caso simulado, descobriu-se que o modelo equipotencial superestima os valores obtidos para a tensão de toque, podendo levar ao projeto de uma malha de aterramento desnecessariamente sobredimensionada. Em outros casos, no entanto, o modelo equipotencial pode subestimar a tensão de toque máxima em algumas partes da malha, como exibido em (DAWALIBI *et al.*, 2011). Independente disso, os resultados obtidos sob a abordagem equipotencial clássica seriam inconsistentes com a realidade, tornando-a inadequada para simulações de sistemas de aterramento mais complexos, que é o caso das subestações.

Além disso, por meio do estudo de caso 4.2, verificou-se que a modelagem equipotencial não produz resultados realistas ao modelar sistemas de aterramento de grandes instalações,

a exemplo de usinas fotovoltaicas, principalmente quando instaladas em solos com baixa resistividade. Em casos semelhantes ao estudado, o uso de modelos computacionais que não consideram a queda de tensão nos condutores poderia levar ao dimensionamento de um sistema de aterramento inadequado, que não garante a segurança das pessoas e nem dos equipamentos presentes na usina em situações de falta ou descargas atmosféricas. Logo, recomenda-se adotar a modelagem proposta por esse estudo, que considera a impedância interna dos condutores da malha, para esses sistemas.

Para futuras pesquisas, é sugerida a investigação de fórmulas mais precisas para a impedância interna, visando diminuir ainda mais o erro encontrado por meio do código desenvolvido. Também é indicada a construção de um modelo que permita levar em consideração as impedâncias mútuas presentes entre os condutores das malhas de aterramento. Sabe-se que para condutores paralelos com conexões espaçadas o acoplamento mútuo deixa de ser desprezível (FORTIN *et al.*, 2004).

Por fim, pretende-se dar continuidade ao desenvolvimento da ferramenta apresentada por esse estudo, corrigindo suas falhas e aprimorando-a cada vez mais. Busca-se, em última análise, fazer da ferramenta um software de uso simples, didático e viável para simulações de sistemas de aterramento. A pretensão é o desenvolvimento de um produto preciso e intuitivo o suficiente para funcionar tanto como ferramenta educacional, quanto como software de dimensionamento que possa ser utilizado com confiabilidade e segurança em projetos reais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT. *NBR 5410 - Instalações Elétricas de Baixa Tensão*. 2004. 1–209 p. Citado na página 1.
- ABNT. *NBR 15751 - Sistemas de Aterramento de Subestações - Requisitos*. 2009. 1–53 p. Citado 5 vezes nas páginas 1, 11, 12, 16, and 52.
- ABNT. *NBR 7117 - Medição da Resistividade e Determinação da Estratificação do Solo*. 2012. 1–72 p. Citado 3 vezes nas páginas 6, 7, and 9.
- AMETANI, A.; MIYAMOTO, Y.; ASADA, T.; BABA, Y.; NAGAOKA, N.; LAFAIA, I.; MAHSEREDJIAN, J.; TANABE, K. A Study on High-Frequency Wave Propagation along Overhead Conductors by Earth-Return Admittance / Impedance and Numerical Electromagnetic Analysis. *Proc. IPST 2015*, 2015. Citado na página 2.
- BARIC, T.; NIKOLOVSKI, S. Influence of Conductor Segmentation in Grounding Resistance Calculation Using Boundary Element Method. *Progress in Electromagnetic Research Symposium*, p. 141–144, 2004. Citado na página 33.
- BENSTED, D.; DAWALIBI, F.; WU, A. The Application of Computer Aided Grounding Design Techniques to a Pulp and Paper Mill Grounding System. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, IA-17, n. 1, 1981. Citado na página 18.
- BOWER, W.; WILES, J. Analysis of grounded and ungrounded photovoltaic systems. In: *Proceedings of 1994 IEEE 1st World Conference on Photovoltaic Energy Conversion - WCPEC (A Joint Conference of PVSC, PVSEC and PSEC)*. [S.l.: s.n.], 1994. v. 1, p. 809–812 vol.1. Citado na página 47.
- CHEN, J.; ZHAO, F.; ZHOU, S.; TIAN, H. FDTD Simulation of Lightning Current along Vertical Grounding Rod Appended to a Horizontal Grounding grid. In: . [S.l.: s.n.], 2010. p. 1478–1481. ISBN 9781424456239. Citado na página 2.
- CHRISTOFORIDIS, G. C.; LABRIDIS, D. P.; DOKOPOULOS, P. S. Inductive Interference Calculation on Imperfect Coated Pipelines Due to Nearby Faulted Parallel Transmission Lines. *Electric Power Systems Research*, v. 66, p. 139–148, 2003. ISSN 03787796. Citado na página 2.
- DATSIOS, Z. G.; MIKROPOULOS, P. N. Safe grounding system design for a photovoltaic power station. In: *8th Mediterranean Conference on Power Generation, Transmission, Distribution and Energy Conversion (MEDPOWER 2012)*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 1–6. Citado na página 48.
- DAWALIBI, F. Transmission-line grounding. volume 1. final report. [simulations using linpa, paths, or gtower computer codes]. 10 1982. Citado 2 vezes nas páginas 2 and 11.

DAWALIBI, F.; MUKHEDKAR, D. Optimum Design of Substation Grounding in a Two Layer Earth Structure: Part II - Comparaison Between Theoretical and Experimental Results. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, v. 94, n. 2, p. 252–261, 1975. ISSN 0018-9510. Citado na página 19.

DAWALIBI, F.; TEE, S.; UPADHYAY, S. P. Part II - Comparisons of Computational Techniques Used in the Design and Analysis of Electrical Grounding Systems. *HV & LV Grounding Practices by Central Power Research Institute of India*, 2011. Citado 2 vezes nas páginas 45 and 54.

EasyPower. *Touch and Step Voltage Calculations*. 2020. Disponível em: <<https://www.easypower.com/resources/article/touch-and-step-voltage-calculations>>. Acesso em: 09 de dezembro 2023. Citado 2 vezes nas páginas 12 and 13.

FORTIN, S.; RUAN, W.; DAWALIBI, F. P. Comparison of Computational Methods for the Design and Analysis of Power System Grounding: Parametric Analysis. *Proceedings of the Seventh IASTED International Conference on Power and Energy Systems*, p. 357–363, 2004. Citado 4 vezes nas páginas 6, 22, 27, and 55.

HE, J.; ZENG, R.; ZHANG, B. *Methodology and Technology for Power System Grounding*. Singapore: John Wiley & Sons Singapore Pte. Ltd., 2013. 1–566 p. ISBN 9781118255001. Citado 4 vezes nas páginas 2, 6, 8, and 21.

HELAC, V.; SMAKA, S.; GREBOVIĆ, S.; OPRAŠIĆ, N. Power transformer neutral point grounding methods: Analysis of fault characteristics. In: *2022 IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Conference Europe (ISGT-Europe)*. [S.l.: s.n.], 2022. p. 1–5. Citado na página 44.

IEA. *Solar PV still dominates renewable energy capacity additions*. 2023. Disponível em: <<https://www.iea.org/energy-system/renewables/solar-pv>>. Acesso em: 04 de novembro 2023. Citado na página 47.

IEC. *Publication 60479-1 - Effects of Current Passing Through the Human Body*. 1984. Citado na página 14.

IEEE. *Guide for Safety In AC Substation Grounding*. The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., 2000. 202 p. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/servlet/opac?punumber=7109076>>. Citado 5 vezes nas páginas 1, 4, 7, 8, and 13.

KINDERMANN, G.; CAMPAGNOLO, J. M. *Aterramento Elétrico*. 3^a. ed. Porto Alegre / RS: [s.n.], 1995. 1–113 p. Citado na página 34.

KNIGHT, D. *Practical continuous functions for the internal impedance of solid cylindrical conductors*. 2016. Citado na página 15.

LI, Z.-x.; FAN, J.-b.; CHEN, W.-j. Numerical Simulation of Substation Grounding Grids Buried in both Horizontal and Vertical Multilayer Earth Model. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v. 69, n. August 2006, p. 2359–2380, 2007. Citado na página 2.

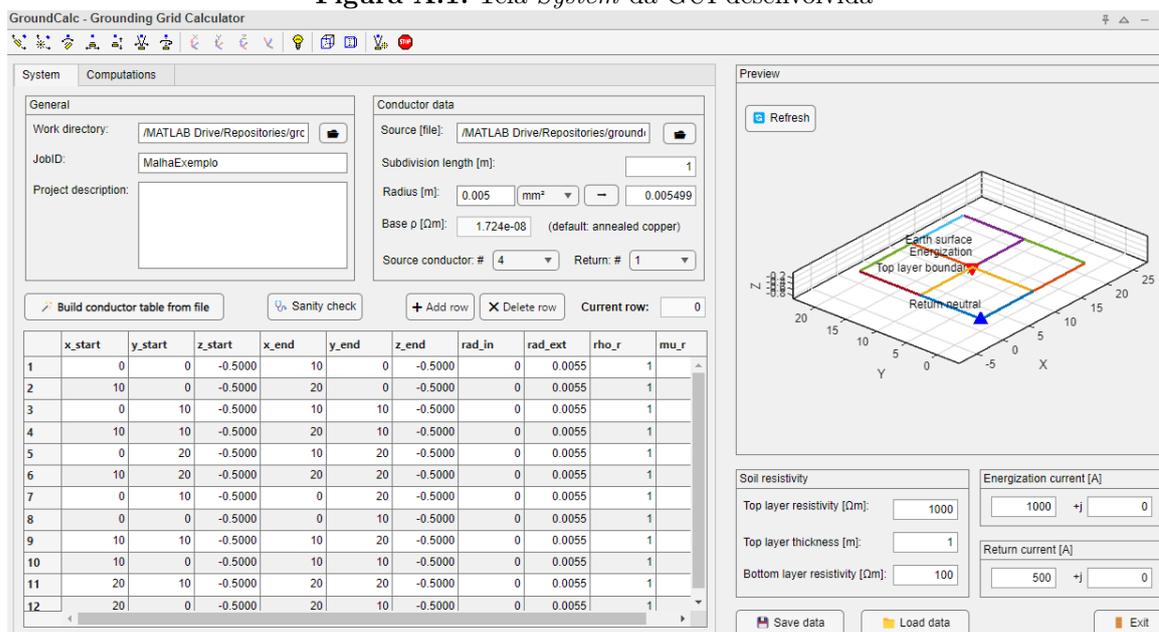
MA, J.; DAWALIBI, F. P. Hazardous potential differences in extensive grounding systems during ground faults. 11 1996. ISSN 0097-2126. Disponível em: <<https://www.osti.gov/biblio/389984>>. Citado na página 2.

- MA, J.; DAWALIBI, F. P. Grounding analysis of a large electric power station. In: *2006 International Conference on Power System Technology*. [S.l.: s.n.], 2006. p. 1–6. Citado na página 45.
- MARTINS-BRITTO, A.; FINAMORE, J. P. *GroundCalc*. 2023. Disponível em: <<https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/98739-groundcalc>> Citado 3 vezes nas páginas 4, 25, and 54.
- MARTINS-BRITTO, A. G. *Modelagem das Interferências Eletromagnéticas entre Linhas de Transmissão e Tubulações Metálicas Subterrâneas e Análise de Impactos*. 121 p. Tese (Master's Thesis) — University of Brasília, 2017. Citado 9 vezes nas páginas iii, 3, 10, 11, 18, 19, 20, 21, and 59.
- MME. *Brasil bate recorde de expansão da energia solar em 2023*. 2023. Disponível em: <<https://www.gov.br/mme/pt-br/assuntos/noticias/brasil-bate-recorde-de-expansao-da-energia-solar-em-2023>>. Acesso em: 04 de novembro 2023. Citado na página 47.
- MUKHEDKAR, D.; DAWALIBI, F. P. Multi Step Analysis of Interconnected Grounding Electrodes. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. 95, n. 1, p. 113–119, 1976. ISSN 00189510. Citado na página 20.
- NAXAKIS, I.; MIHOS, G.; PASTROMAS, S.; PYRGIOTI, E. Examining the operation of the grounding system of a pv installation. In: *2018 IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE)*. [S.l.: s.n.], 2018. p. 1–4. Citado na página 47.
- RUAN, W.; SOUTHEY, R.; DAWALIBI, F.; CZARNOMSKI, D.; FARRA, G. Effects of circulating current from local generators in grounding study of a large power plant. In: *Proceedings of 2000 IEEE IAS Workshop on Electrical Safety in Industry*. [S.l.: s.n.], 2000. p. 3–8. Citado na página 2.
- STEINSLAND, V. *Grounding Performance under Lightning Surges in High Voltage Substations*. Dissertação (Mestrado) — The University of Bergen, 2018. Citado 3 vezes nas páginas 15, 16, and 22.
- ZHIWEI, L. U.; ZHAO, Z. The Grounding Impedance Calculation of Large Steel Grounding Grid. v. 17, p. 157–163, 2012. ISSN 1876-6102. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.egypro.2012.02.077>>. Citado 2 vezes nas páginas 2 and 23.

INTERFACE GRÁFICA PARA O USUÁRIO

A interface desenvolvida é uma continuação da utilizada em (MARTINS-BRITTO, 2017). Ela foi dividida em duas telas distintas: *System* e *Computation*. A primeira é a que o usuário deve utilizar para a inserção dos dados de entrada previamente descritos. Além de permitir a inserção manual das informações dos condutores a GUI permite que esses dados sejam fornecidos por um documento em formato .csv, .txt ou .dxf. Ao inserir os dados de entrada solicitados o usuário pode conferir se o fez corretamente analisando a malha gerada na tela de *Preview*.

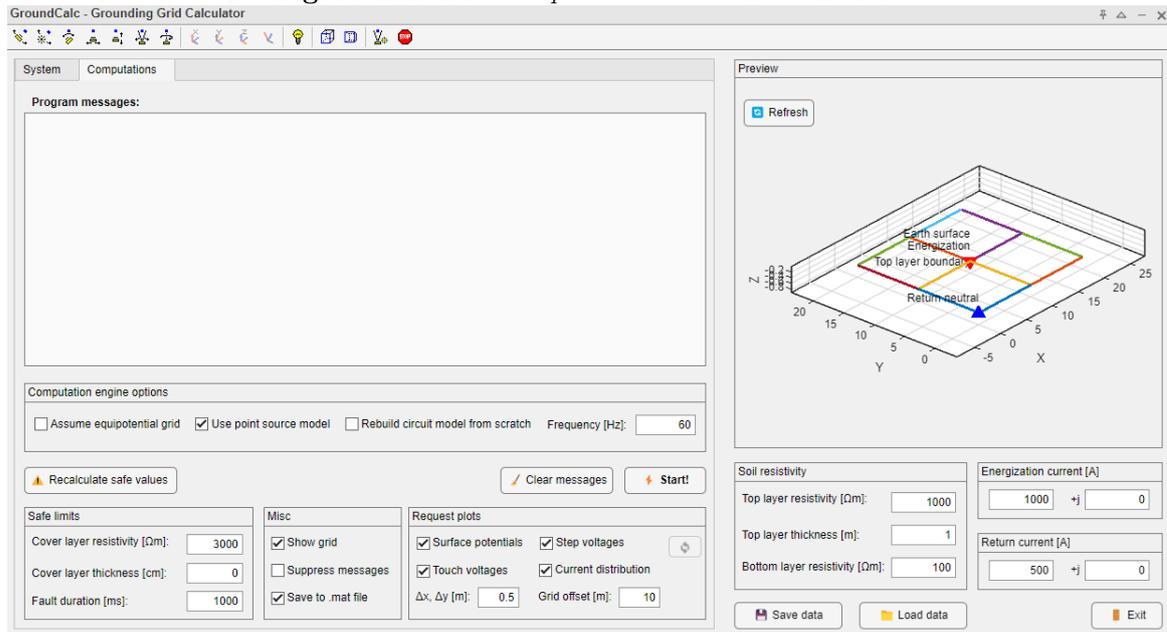
Figura A.1. Tela *System* da GUI desenvolvida



Fonte: Autoria própria.

Na segunda tela, denominada *Computations*, o usuário define se deseja realizar sua simulação considerando o modelo equipotencial ou aquele que considera a impedância interna dos condutores. Ainda nessa tela, são definidos quais gráficos o programa deve exibir ao final da simulação e quais devem ser as dimensões da malha de observação que será criada no solo para obter-se os valores de GPR, tensão de passo e tensão de toque.

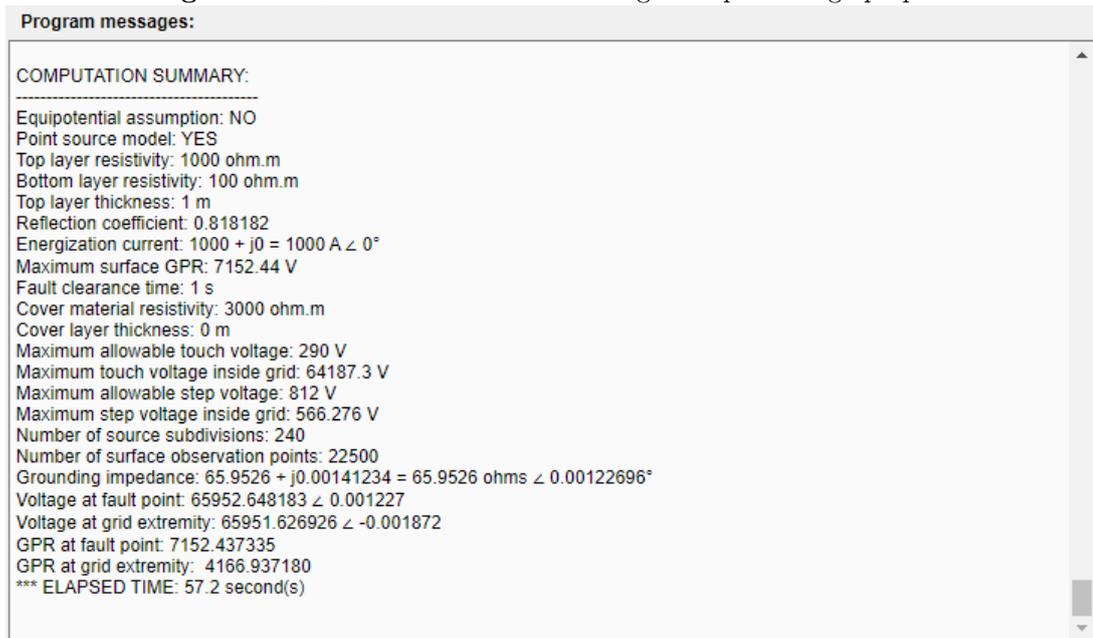
Figura A.2. Tela *Computations* da GUI desenvolvida



Fonte: Autoria própria.

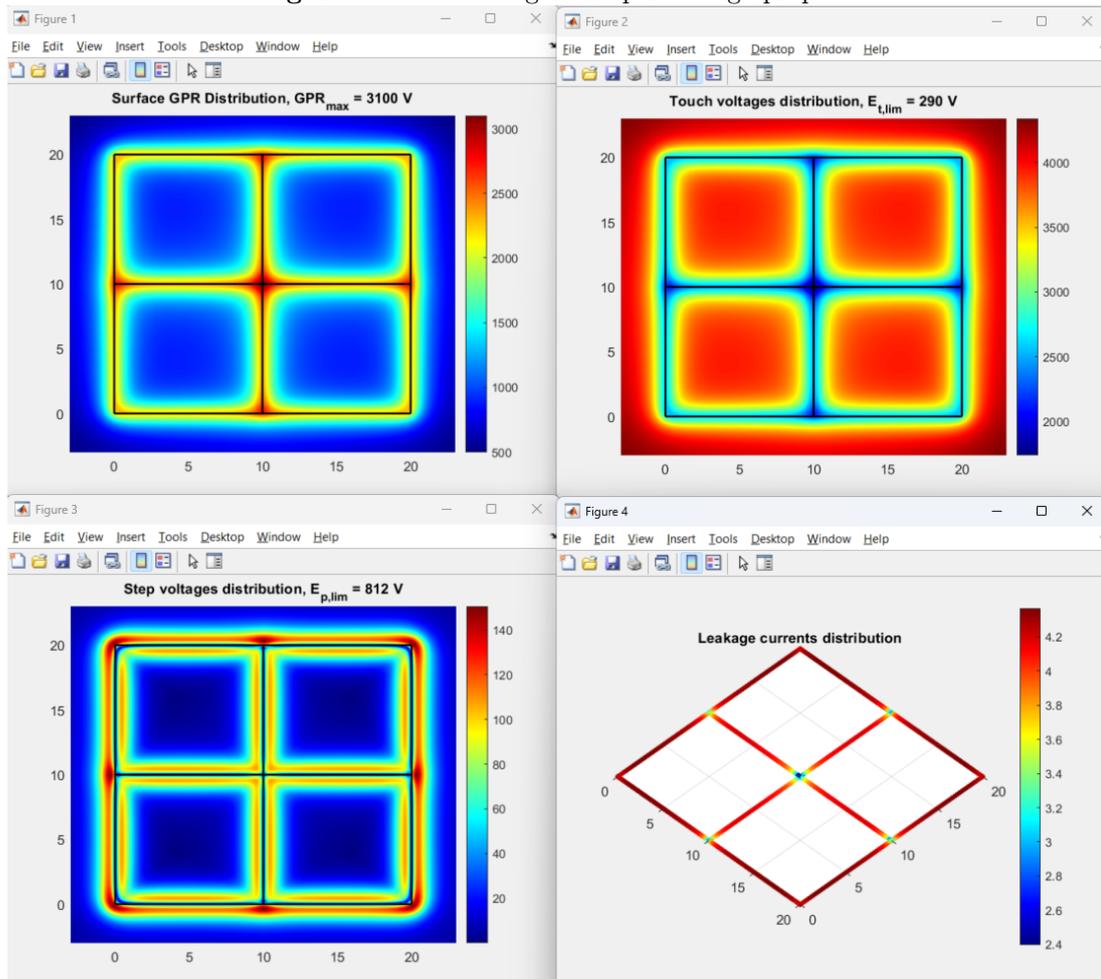
Abaixo exibem-se o sumário com os resultados e os gráficos gerados pelo programa para uma malha exemplo.

Figura A.3. Sumário com os resultados gerado pelo código proposto



Fonte: Autoria própria.

Figura A.4. Gráficos gerados pelo código proposto



Fonte: Autoria própria.