



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA  
CURSO DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

ALYSON JHONATAS DA SILVA

**MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO DE SUBESTAÇÕES COM  
MALHAS INTERLIGADAS A CABOS PARA-RAIOS: Estudo comparativo das  
técnicas em baixa e alta frequência**

Recife  
2025

ALYSON JHONATAS DA SILVA

MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO DE SUBESTAÇÕES COM  
MALHAS INTERLIGADAS A CABOS PARA-RAIOS: Estudo comparativo das  
técnicas em baixa e alta frequência

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado  
ao Departamento de Engenharia Elétrica da Uni-  
versidade Federal de Pernambuco, como requi-  
sito parcial para obtenção do grau de Enge-  
nheiro Eletricista.

Orientador(a): Prof. Dr. Alexander Barros Lima

Coorientador: Eng. MSc. Ericles Mauricio Barbosa

Recife  
2025

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,  
através do programa de geração automática do SIB/UFPE

Silva, Alyson Jhonatas da.

Medição da Resistência de Aterramento de Subestações com Malhas Interligadas a Cabos Para-raios: estudo comparativo das técnicas em baixa e alta frequência / Alyson Jhonatas da Silva. - Recife, 2025.

89 p. : il., tab.

Orientador(a): Alexander Barros Lima

Coorientador(a): Ericles Mauricio Barbosa

Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) - Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, Engenharia Elétrica - Bacharelado, 2025.

Inclui referências, apêndices.

1. Resistência de Aterramento. 2. Malha de Aterramento de Subestação. 3. Cabos Para-Raios. 4. Fator de Divisão de Corrente. 5. Resistência de Aterramento em Alta Frequência. I. Lima, Alexander Barros. (Orientação). II. Barbosa, Ericles Mauricio . (Coorientação). IV. Título.

620 CDD (22.ed.)

ALYSON JHONATAS DA SILVA

MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO DE SUBESTAÇÕES COM  
MALHAS INTERLIGADAS A CABOS PARA-RAIOS: Estudo comparativo das  
técnicas em baixa e alta frequência

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado  
ao Departamento de Engenharia Elétrica da Uni-  
versidade Federal de Pernambuco, como requi-  
sito parcial para obtenção do grau de Enge-  
nheiro Eletricista.

Aprovado em: 21/08/2025.

**BANCA EXAMINADORA**

---

Prof. Dr. Alexander Barros Lima (Orientador)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Eng. MSc. Ericles Mauricio Barbosa (Coorientador)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof. Dr. Fabrício Bradaschia  
(Examinador Interno)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof. Dr. Lauro Rodrigo Gomes da Silva Lourenço Novo  
(Examinador Externo)  
Universidade Federal de Pernambuco

Este trabalho é dedicado a todos que de alguma forma contribuíram para esta construção: primeiramente a Deus, minha esposa, meus pais e família.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço primeiramente a Deus, fonte de todo conhecimento, pela força, saúde e sabedoria ao longo dessa caminhada. Agradeço a minha amada esposa, Gabrielli, por estar sempre ao meu lado me incentivando a não desistir.

Aos meus pais Sidny Lucio e Josefa Rosana, pelo amor incondicional, apoio constante, por sempre me motivarem a evoluir e por acreditarem no meu potencial mesmo nos momentos mais difíceis.

Ao meu professor e orientador, Alexander Barros, pela dedicação, paciência, disponibilidade e valiosas contribuições para a construção deste trabalho, meus sinceros agradecimentos. Ao meu coorientador Ericles Mauricio, por todo apoio e conhecimento compartilhado, por toda disponibilidade oferecida, também meus sinceros agradecimentos.

Aos amigos e colegas de trabalho, por todo apoio e ensinamentos que foram essenciais para a finalização deste trabalho, minha eterna gratidão.

Aos colegas e amigos que estiveram presentes durante o curso, pelas trocas de conhecimento, apoio mútuo e por tornarem a jornada mais leve e enriquecedora.

A todos que, direta ou indiretamente, contribuíram para que este momento fosse possível, deixo aqui minha sincera gratidão.

## RESUMO

A medição precisa da resistência de aterramento de subestações é fundamental para a segurança do sistema elétrico. Contudo, a interligação da malha de aterramento aos cabos para-raios de linhas de transmissão introduz caminhos de desvio para a corrente de teste, gerando erros sistemáticos que comprometem a confiabilidade dos resultados. Este trabalho investiga, por meio de simulação computacional, o impacto desta conexão, analisando de forma comparativa as metodologias que utilizam correntes em baixa (100 Hz) e alta frequência (25 kHz) para determinar a resistência de aterramento. A metodologia baseou-se na modelagem de um circuito elétrico equivalente no software PSPICE, variando-se parâmetros como o número de cabos para-raios conectados à malha, o valor da resistência de pé de torre externas às subestações e as dimensões da malha. Os resultados em baixa frequência evidenciaram que o desvio de corrente leva a uma subestimação significativa da resistência de aterramento, com erros que podem superar 90% em cenários com múltiplas linhas, invalidando a medição. Foi verificado, ainda, que as correntes de desvio não estão em fase com a corrente de medição, exigindo técnicas de compensação fasorial. Na análise em alta frequência, constatou-se que a técnica de 25 kHz é eficaz em desacoplar eletricamente os cabos para-raios. No entanto, o método se mostra inadequado, pois a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência faz com que o valor obtido seja intrinsecamente diferente da resistência na frequência industrial, que é o parâmetro de interesse para os projetos de segurança e proteção. Conclui-se que ambas as metodologias apresentam desafios técnicos que restringem sua aplicação. A medição em baixa frequência, impactada pelo desvio de corrente através dos cabos para-raios, exige impreterivelmente a aplicação de compensação fasorial para garantir a validade dos resultados. Por sua vez, a técnica em 25 kHz, embora eficaz em mitigar o desvio de corrente, mostra-se fundamentalmente inadequada: a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência resulta em um valor de impedância que não representa a resistência do sistema na frequência industrial, parâmetro essencial para os estudos de segurança e proteção.

**Palavras-chave:** Resistência de Aterramento; Malha de Aterramento de Subestação; Cabos Para-Raios; Fator de Divisão de Corrente; Resistência de Aterramento em Alta Frequência

## ABSTRACT

The accurate measurement of substation grounding resistance is fundamental to power system safety. However, the interconnection of the grounding grid to transmission line overhead ground wires (OHGWs) introduces shunt paths for the test current, leading to systematic errors that compromise the reliability of the results. This work investigates the impact of this connection through computational simulation, performing a comparative analysis of measurement methodologies that use low (100 Hz) and high frequency (25 kHz) currents to determine the grounding resistance. The methodology was based on modeling an equivalent electrical circuit in PSPICE software, varying parameters such as the number of OHGWs connected to the grid, the tower-footing resistance value, and the grid dimensions. The low-frequency results showed that the current division leads to a significant underestimation of the grounding resistance, with errors that can exceed 90% in scenarios with multiple lines, thereby invalidating the measurement. Furthermore, it was verified that the shunt currents are not in phase with the test current, requiring phasor compensation techniques. In the high-frequency analysis, the 25 kHz technique was found to be effective in electrically decoupling the OHGWs. However, the method proves to be inadequate, as the frequency dependence of soil electrical parameters causes the obtained value to be intrinsically different from the power-frequency resistance, which is the parameter of interest for safety and protection studies. It is concluded that both methodologies present technical challenges that restrict their application. Low-frequency measurement, impacted by the current division through the overhead ground wires, imperatively requires the application of phasor compensation to ensure the validity of the results. Conversely, the 25 kHz technique, while effective in mitigating current division, is fundamentally inadequate: the frequency dependence of the soil's electrical parameters results in an impedance value that does not represent the system's resistance at the power frequency, the essential parameter for safety and protection studies.

**Keywords:** Grounding Resistance; Substation Grounding Grid; Overhead Ground Wires; Split Factor; High-Frequency Grounding Resistance.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Composição básica de um sistema de aterramento.....	23
Figura 2 - Ilustração do conceito de resistividade. ....	25
Figura 3 - Configuração do método de Wenner. ....	26
Figura 4 - Influência da umidade na resistividade em solo arenoso.....	28
Figura 5 – Modelo elétrico equivalente de um aterramento considerando os efeitos de R, L e C. ....	30
Figura 6 – Método da queda de potencial e curva típica de resistências aparentes. ....	32
Figura 7 – Medição da resistência de aterramento de uma SE conectada a CPR....	34
Figura 8 – Representação esquemática simplificada do arranjo de medição.....	36
Figura 9 – Impedância externa “vista” a partir dos limites da subestação.....	36
Figura 10 – Malha 60m x 60m com retículos de 5m x 5m utilizada na obtenção das impedâncias. ....	39
Figura 11 – Perfil da distribuição de potencial no solo ( $\rho = 100 \Omega.m$ ). ....	41
Figura 12 – Malha de 100m x 100m e sua área efetiva para $f = 25 \text{ kHz}$ e $\rho = 100 \Omega.m$ . ....	42
Figura 13 – Representação esquemática da medição da corrente de compensação. ....	44
Figura 14 – SE Limeira: (a) ramal de entrada, mostrando as chegadas dos cabos PR; (b) uma das descidas do cabo para-raios; (c) AMT-600 injetando corrente e processando as medições.....	45
Figura 15 – Medição da corrente de compensação: AMT600-Compensador e garras de corrente. ....	46
Figura 16 – Medição da corrente de compensação com destaque para o AMT600-Compensador.....	46
Figura 17 – Curvas características das resistências aparentes. ....	47
Figura 18 – Características do cabo para-raios utilizado na simulação. ....	49
Figura 19 – Características geométricas das malhas simuladas.....	50
Figura 20 – Representação esquemática do arranjo utilizado nas simulações. ....	51
Figura 21 – Corrente $I_d \times RT$ , 1 CPR, $\rho = 100 \Omega. m$ . ....	55
Figura 22 – Corrente $I_d \times RT$ , 3 CPR, $\rho = 100 \Omega. m$ . ....	57
Figura 23 – Corrente $I_d \times RT$ , 6 CPR, $\rho = 100 \Omega. m$ . ....	60

Figura 24 - Curva de Resistividade. ....	65
Figura 25 - Reticulado do sistema de aterramento.....	66
Figura 26 - $Z_{eq}$ x $Z_g$ considerando a conexão de (a) três, (b) seis e (c) doze cabos para-raios à malha da SE.....	72
Figura 27 – Parcelas (a) real e (b) imaginária da impedância harmônica da malha de 30m x 30m.....	75
Figura 28 – Parcelas (a) real e (b) imaginária da impedância harmônica da malha de 60m x 60m.....	75
Figura 29 – Parcelas (a) real e (b) imaginária da impedância harmônica da malha de 120m x 120m.....	76

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Variação da resistividade em função do tipo do solo. ....	27
Tabela 2 - Variação da resistividade com a temperatura para solo arenoso.....	28
Tabela 3 - Variação da resistividade em função da concentração de sais. ....	29
Tabela 4 – Impedâncias em 25 kHz, malha 60m x 60m, retículos 5m x 5m. ....	39
Tabela 5– Impedâncias em 100 Hz, malha 60m x 60m, retículos 5m x 5m. ....	40
Tabela 6 - Parâmetros da Simulação. ....	50
Tabela 7 - Impedância de Aterramento ( $Z_g$ ) em 100 Hz. ....	51
Tabela 8 – Corrente desviada pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (malha 30 m x 30 m). ....	54
Tabela 9 – Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (60m x 60m). ....	55
Tabela 10 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (120m x 120m). ....	55
Tabela 11 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (30m x 30m). ....	56
Tabela 12 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (60m x 60m). ....	56
Tabela 13 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (120m x 120m). ....	57
Tabela 14 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (30m x 30m). ....	59
Tabela 15 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (60m x 60m). ....	59
Tabela 16 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes $R_g$ e $RT$ (120m x 120m). ....	60
Tabela 17 - Valores de resistividade. ....	64
Tabela 18 - Valores de resistividade eliminando <i>outliers</i> . ....	64
Tabela 19 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (30m x 30m). ....	69
Tabela 20 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (60m x 60m). ....	69
Tabela 21 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (120m x 120m).....	69
Tabela 22 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (30m x 30m). ....	70

Tabela 23 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (60m x 60m). .....	70
Tabela 24 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (120m x 120m). .....	71
Tabela 25 - Impedância de Aterramento ( $Z_g$ ) em 100 Hz. ....	77
Tabela 26 - Impedância de Aterramento ( $Z_g$ ) em 25 kHz. ....	77
Tabela 27 - Impedância externa à SE ( $Z_{ext}$ ) em 100 Hz. ....	77
Tabela 28 - Impedância externa à SE ( $Z_{ext}$ ) em 25 kHz. ....	78
Tabela 29 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (30m x30m). ....	78
Tabela 30 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (60x60). ....	79
Tabela 31 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (120x120). ....	79
Tabela 32 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (30m x 30m). ....	80
Tabela 33 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (60m x 60m). ....	80
Tabela 34 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (120m x 120m). ....	80

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AST	Aterramento sob Teste
CPR	Cabo Para-raios
EA	Eletrodo de Aterramento
EC	Eletrodo de Corrente
EHS	Extra-Alta Resistência
EP	Eletrodo de Potencial
HEM	<i>Hybrid Electromagnetic Model</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronic Engineers</i>
LT	Linha de Transmissão
NBR	Norma Brasileira
PSPICE	<i>Personal Simulation Program with Integrated Circuit Emphasis</i>
SE	Subestação Elétrica
SPDA	Sistema de Proteção contra Descargas Atmosféricas

## LISTA DE SÍMBOLOS

$R_g$	Resistência de aterramento da malha da subestação ( $\Omega$ )
$Z_g$	Impedância de aterramento da malha da subestação ( $\Omega$ )
$R_T$	Resistência de aterramento de pé de torre ( $\Omega$ )
$I_m$	Corrente total de medição injetada pelo terrômetro (A)
$I_g$	Parcela de corrente de medição que é dissipada pela malha de aterramento (A)
$I_d$	Parcela de corrente de medição que é dissipada pelos cabos para-raios (A)
$Z_{ext}$	Impedância equivalente do circuito externo à subestação ( $\Omega$ )
$Z_{eq}$	Impedância equivalente total vista pelo equipamento de medição ( $\Omega$ )
$\rho$	Resistividade do solo ( $\Omega.m$ )
$f$	Frequência (Hz)
$e_r$	Erro relativo (%)

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>17</b>
1.1	OBJETIVOS .....	18
1.1.1	Geral.....	18
1.1.2	Específicos .....	19
1.2	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....	19
1.3	METODOLOGIA.....	20
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA .....</b>	<b>22</b>
2.1	INTRODUÇÃO.....	22
2.2	CONCEITOS FUNDAMENTAIS DE ATERRAMENTO ELÉTRICO .....	22
2.3	RESISTIVIDADE DO SOLO .....	25
2.3.1	Tipo do solo .....	27
2.3.2	Temperatura do solo.....	28
2.3.3	Umidade do solo.....	28
2.3.4	Concentração e tipos de sais dissolvidos na água .....	29
2.3.5	Granulometria do solo .....	29
2.3.6	Compacidade do solo .....	29
2.4	COMPORTAMENTO ELETROMAGNÉTICO DE SISTEMAS DE ATERRAMENTO .....	30
2.5	MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO EM SUBESTAÇÕES..	31
2.6	INFLUÊNCIA DO CABO PARA-RAIOS NA MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO .....	33
2.6.1	O Fenômeno da Divisão de Corrente .....	34
2.6.2	Modelagem do Sistema e Fatores de Influência.....	36
2.6.3	Estratégias de Mitigação e Correção.....	37
2.6.3.1	<i>Desconexão física dos cabos para-raios.....</i>	<i>38</i>
2.6.3.2	<i>Uso de correntes de alta frequência (25 kHz) .....</i>	<i>38</i>
2.6.3.3	<i>Compensação por Medição Direta da Corrente de Desvio.....</i>	<i>43</i>
2.6.4	Considerações Finais sobre a Influência dos CPR.....	48
<b>3</b>	<b>IMPACTO DOS CABOS PARA-RAIOS NA MEDIÇÃO EM BAIXA E ALTA FREQUÊNCIA: RESULTADOS E ANÁLISES.....</b>	<b>49</b>
3.1	CARACTERÍSTICAS DO SISTEMA EM ANÁLISE.....	49
3.2	CORRENTES DESVIADAS PARA OS CABOS PARA-RAIOS .....	51
3.2.1	Um cabo para-raios conectado.....	53
3.2.2	Três cabos para-raios conectados.....	56
3.2.3	Seis cabos para-raios conectados.....	58
3.2.4	Análise Consolidada dos Resultados e Implicações para a Prática de Medição .....	60
3.2.4.1	<i>Quantificação do Impacto dos CPRs no Erro de Medição.....</i>	<i>61</i>
3.2.4.2	<i>Implicações Práticas, Lacuna Normativa.....</i>	<i>63</i>

3.3	ANÁLISE DAS IMPEDÂNCIAS E DO ERRO DE MEDIÇÃO .....	67
3.3.1	Análise da Impedância Equivalente em Baixa Frequência (100 Hz) .....	68
3.3.1.1	<i>Análise com um cabo para-raios conectado</i> .....	68
3.3.1.2	<i>Análise com múltiplos cabos para-raios conectados</i> .....	70
3.3.2	Avaliação da Técnica de Medição em Alta Frequência (25 kHz) .....	73
<b>4</b>	<b>CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE .....</b>	<b>82</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>85</b>
	<b>APÊNDICE .....</b>	<b>88</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O sistema de aterramento é um componente essencial para a operação segura e confiável de subestações de energia elétrica. Seu projeto, tipicamente executado com malhas reticuladas, visa garantir que, sob condições de falta, as tensões de toque e passo permaneçam dentro de limites seguros para as pessoas, além de assegurar um caminho de baixa impedância para a corrente de curto-circuito, garantindo a sensibilização adequada dos sistemas de proteção [1,2]. A resistência de aterramento da malha é o parâmetro fundamental utilizado para verificar a conformidade e a eficácia do sistema, sendo sua correta determinação um requisito indispensável.

Em muitos projetos, a interligação dos cabos para-raios (CPRs) das linhas de transmissão à malha de aterramento da subestação é uma prática adotada para melhorar o desempenho do sistema durante faltas. Essa conexão permite que parte da corrente de curto-circuito seja escoada para fora da subestação, através dos aterramentos das torres da linha, o que contribui para a redução dos potenciais perigosos no interior da instalação [3,4,5]. Contudo, essa mesma interligação, embora benéfica para a segurança em condições de falta, compromete a exatidão dos procedimentos de medição ao introduzir uma fonte sistemática de erro. O erro decorre do fato de que o equipamento de medição opera sob a premissa de que toda a corrente de teste é dissipada no solo exclusivamente através da malha sob análise. No entanto, a presença dos CPRs cria um caminho de desvio paralelo, fazendo com que parte da corrente de medição flua para os aterramentos das torres externas à subestação [6,7]. Como consequência, a tensão desenvolvida na malha é menor do que seria se toda a corrente a percorresse, levando o equipamento a calcular um valor de resistência de aterramento artificialmente menor que o real. A principal implicação deste fenômeno é a subestimação do valor real da resistência, o que pode mascarar uma condição de aterramento inadequada e gerar uma falsa sensação de segurança e adequação. A aprovação de um projeto com base em um valor medido incorretamente representa um risco direto, uma vez que, sob uma falta real, as tensões de toque e passo poderiam exceder os limites de segurança ou os relés de proteção poderiam não atuar adequadamente.

As normas técnicas que orientam os procedimentos de medição, como a IEEE Std 81 [8] e a ABNT NBR 15749 [1], tratam deste fenômeno. O procedimento preconizado é a desconexão física de todos os cabos para-raios da malha durante o ensaio. Contudo, em subestações energizadas, essa manobra é frequentemente inviável do ponto de vista operacional e de segurança. Essa limitação normativa levou o meio técnico a buscar soluções alternativas para contornar o problema, como a medição e compensação das correntes de desvio e o uso de equipamentos que operam em alta frequência (tipicamente 25 kHz), nesse último caso com a premissa de que a elevada impedância dos CPR nessa frequência mitigaria o desvio de corrente [1,9,10].

Neste contexto, o presente trabalho se propõe a investigar, por meio de simulação computacional, a influência da conexão dos CPRs na medição da resistência de aterramento. Serão quantificados os erros associados à medição em frequências próximas à industrial e analisada a metodologia em alta frequência, buscando evidenciar as implicações práticas de cada abordagem e fornecer subsídios para a realização de medições mais precisas e confiáveis em campo. Embora tais análises tenham sido discutidas em [24], a literatura ainda apresenta escassez de estudos que investiguem o efeito do cabo para-raios em diferentes faixas de frequência.

## **1.1 Objetivos**

### **1.1.1 Geral**

Investigar, por meio de simulações computacionais, o impacto da conexão de cabos para-raios na medição da resistência de aterramento de subestações, com foco na caracterização dos erros sistemáticos e na análise crítica da representatividade dos resultados obtidos em baixa (100 Hz) e alta frequência (25 kHz), e suas implicações para os estudos de segurança em sistemas de aterramento de subestações elétricas.

### **1.1.2 Específicos**

- Caracterizar o erro sistemático de subestimação na medição em baixa frequência (100 Hz) causado pelo desvio de corrente através dos CPRs, analisando a influência de parâmetros como número de cabos, resistência da malha e resistência de pé de torre.
- Analisar a natureza fasorial das correntes de desvio que fluem pelo cabo para-raios e, sendo o caso, propor técnicas de compensação vetorial como requisito para a obtenção de medições precisas em baixa frequência.
- Avaliar a eficácia da técnica de medição em alta frequência (25 kHz) em seu propósito de desacoplar eletricamente o sistema externo, validando sua premissa fundamental.
- Analisar a representatividade do uso de correntes de medição em 25 kHz para se determinar a resistência de aterramento de malhas de subestações, investigando as possíveis discrepâncias existentes quando seus valores são comparados aos obtidos pela medição em baixa frequência.

## **1.2 Organização do Trabalho**

Este trabalho está organizado em quatro capítulos.

O Capítulo 1 apresenta a introdução, contextualizando a importância dos sistemas de aterramento, o problema da interferência dos cabos para-raios nas medições e os objetivos da pesquisa.

O Capítulo 2 desenvolve a fundamentação teórica, abordando os conceitos essenciais sobre sistemas de aterramento, resistividade do solo, métodos de medição e as estratégias existentes para mitigar os erros de medição causados pela influência dos cabos para-raios.

O Capítulo 3 detalha a metodologia e apresenta os resultados das simulações computacionais. A análise é dividida em duas frentes: primeiramente, investiga-se o cenário em baixa frequência (100 Hz), quantificando as correntes de desvio através dos cabos para-raios e os erros de medição resultantes. Em seguida, avalia-se criti-

camente a técnica de medição em alta frequência (25 kHz), analisando tanto sua eficácia em desacoplar o sistema externo quanto sua adequação para se determinar a resistência malha de aterramento da subestação.

O Capítulo 4 apresenta as conclusões obtidas a partir das análises, sintetizando as implicações práticas dos resultados para a engenharia de campo, e propõe sugestões para a continuidade e aprofundamento da pesquisa.

### 1.3 Metodologia

Para atingir os objetivos propostos, este trabalho empregou uma metodologia baseada em modelagem e simulação computacional. Essa abordagem permite uma análise controlada e sistemática da influência dos cabos para-raios na medição da resistência de aterramento, possibilitando a variação de múltiplos parâmetros que seriam de difícil isolamento em medições de campo. O estudo foi desenvolvido a partir da construção de um modelo de circuito elétrico equivalente no *software* PSPICE. Este modelo representa o arranjo de medição de uma subestação conectada a uma ou mais linhas de transmissão. Os principais componentes do sistema foram modelados da seguinte forma:

1. Malha de Aterramento da Subestação: A impedância da malha ( $Z_g$ ) foi representada por valores obtidos da literatura técnica [9], abrangendo diferentes dimensões de malha (30x30 m, 60x60 m e 120x120 m) e resistividades de solo (100 a 3000  $\Omega.m$ ).
2. Linha de Transmissão: O cabo para-raios foi modelado por seus parâmetros RLC distribuídos, calculados com base em suas características construtivas e geométricas. As torres da linha de transmissão foram representadas por suas respectivas resistências de aterramento de pé de torre).
3. Parâmetros do Solo: Para as análises em alta frequência (25 kHz), o comportamento do solo foi modelado considerando a variação da resistividade e permissividade com a frequência.

A partir deste modelo, foram realizadas simulações abrangendo uma ampla gama de cenários práticos, variando-se sistematicamente os seguintes parâmetros:

- Resistência de aterramento da malha ( $R_g$ );
- Resistência de pé de torre ( $R_T$ ), com valores de 20, 30, 60 e 100  $\Omega$ ;
- Número de cabos para-raios conectados, simulando cenários com 1, 3 e 6 cabos.

A análise dos resultados foi conduzida em duas frentes principais. Primeiramente, para a frequência de 100 Hz, foram quantificadas as correntes desviadas pelos cabos e a impedância equivalente resultante, permitindo caracterizar o erro sistemático da medição. Em seguida, a mesma análise foi realizada para a frequência de 25 kHz, com o objetivo de avaliar a eficácia e a representatividade desta técnica, comparando os resultados obtidos com o parâmetro de referência na frequência industrial.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 2.1 Introdução

Nesta seção, apresentam-se os conceitos e fundamentos teóricos essenciais para o entendimento do problema estudado. Inicialmente, são abordados os princípios básicos relacionados ao aterramento elétrico, incluindo suas funções, componentes e tipos de eletrodos utilizados em instalações elétricas. Em seguida, discute-se o comportamento eletromagnético de sistemas de aterramento, com destaque para dependência da resposta em relação à frequência e a distinção entre resistência e impedância de aterramento. Na sequência, são descritos os principais métodos empregados para a medição da resistência de aterramento em subestações, enfatizando suas características operacionais e limitações práticas. Posteriormente, analisa-se a influência da conexão de cabos para-raios (CPR) à malha de aterramento, destacando os efeitos indesejados que essa conexão pode provocar nos resultados das medições. Por fim, são apresentadas as principais diretrizes normativas aplicáveis, além de recomendações práticas para a realização de medições mais precisas e representativas.

### 2.2 Conceitos Fundamentais de Aterramento Elétrico

O aterramento elétrico apresenta significativa relevância nos sistemas elétricos de potência, sendo definido como a conexão intencional de partes de um sistema elétrico, eletrônico ou de estruturas metálicas ao solo. Essa conexão tem como principal objetivo estabelecer um caminho de baixa impedância para o escoamento de correntes elétricas, sejam elas decorrentes de faltas, descargas atmosféricas ou acúmulo de cargas estáticas [11,12].

Os sistemas de aterramento desempenham duas funções primordiais: *i*) proteção de pessoas e equipamentos; *ii*) desempenho técnico-operacional das instalações elétricas. Do ponto de vista da segurança, o aterramento limita os gradientes de potencial na superfície do solo, reduzindo o risco de choques elétricos durante ocorrências de faltas fase-terra. Em relação ao desempenho, ele garante o funcionamento

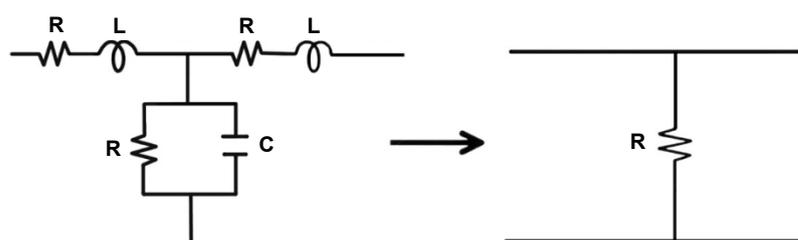
adequado dos dispositivos de proteção e a mitigação de sobretensões transitórias, como as provocadas por descargas atmosféricas [13].

Fisicamente, um sistema de aterramento é formado por três elementos principais, cuja função conjunta é garantir a dispersão segura das correntes elétricas para o solo [11,12]:

- Eletrodo de aterramento: Componente que realiza o contato direto com o solo. Pode assumir diferentes formas, como hastes verticais, malhas reticuladas ou condutores horizontais enterrados.
- Conductor de ligação (ou cabo de aterramento): Responsável por estabelecer a conexão elétrica entre o sistema e o eletrodo.
- Solo circundante: Meio condutor natural por onde a corrente se dispersa após injetada pelo sistema.

A Figura 1 apresenta um esquema representativo de um sistema de aterramento, destacando visualmente a interação entre esses três elementos fundamentais. Em frequências industriais (50/60 Hz), a resposta elétrica do sistema de aterramento pode ser, de forma simplificada, representada por uma resistência puramente ôhmica. Essa representação é comumente utilizada em análises de sistemas de potência para descrever o comportamento do aterramento em baixa frequência. No entanto, para frequências mais elevadas, como aquelas associadas a descargas atmosféricas, os efeitos capacitivos e indutivos tornam-se relevantes, exigindo uma análise mais abrangente por meio do conceito de impedância de aterramento. Esse comportamento dependente da frequência será discutido em detalhes na próxima subseção [14,15,16].

Figura 1 – Composição básica de um sistema de aterramento.



Fonte: adaptado de [11].

A escolha da configuração e do tipo de eletrodo depende de diversos fatores, sendo a resistividade do solo um dos fatores relevantes, cuja influência varia de acordo com os objetivos específicos de cada tipo de instalação elétrica. Esse parâmetro expressa a dificuldade intrínseca que o solo oferece à dispersão de corrente elétrica e impacta diretamente o valor da resistência de aterramento. Além da resistividade, outros aspectos como as características elétricas da instalação e as limitações de espaço físico também influenciam na definição da geometria e da configuração do sistema. As geometrias mais comuns incluem [11]:

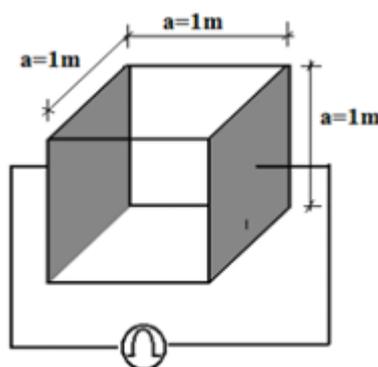
- Hastes de aterramento: Elementos verticais cravados no solo, amplamente utilizados em instalações de pequeno porte.
- Malhas reticuladas: Conjunto de condutores enterrados formando uma rede interligada, comuns em subestações e grandes instalações industriais.
- Cabos contrapeso: Empregados principalmente em linhas de transmissão para distribuir longitudinalmente a corrente no solo.
- Placas de aterramento: Utilizadas em locais com restrição de espaço físico.
- Anéis de aterramento: Frequentemente aplicados em edificações, especialmente ao redor do perímetro de fundações, com a finalidade de equalizar potenciais e melhorar a dispersão de corrente junto às estruturas civis.

A resistência de aterramento é a grandeza que expressa a dificuldade ao escoamento da corrente entre o sistema e o solo. Seu valor é influenciado tanto pelas características geométricas dos eletrodos quanto pelas propriedades do solo, como resistividade, umidade e temperatura. A adequada seleção e implementação dos elementos que compõem o sistema de aterramento são, portanto, aspectos fundamentais para garantir o desempenho esperado da instalação, tanto em condições normais quanto em situações de contingência [17,18,19]. Nas subseções seguintes, serão abordados os comportamentos eletromagnéticos desses sistemas, com ênfase na influência da frequência sobre as características elétricas de resposta.

## 2.3 Resistividade do Solo

Conhecer o tipo de solo no qual está sendo analisado o aterramento de uma subestação é de fundamental importância, uma vez que esse fator tem influência direta na análise e interpretação dos dados obtidos nas medições da impedância de aterramento, contribuindo para a verificação da confiabilidade dos resultados [11,15,16].

Figura 2 - Ilustração do conceito de resistividade.



Fonte: retirado de [20].

Conceitualmente, a resistividade do solo pode ser calculada seguindo a equação (1), e pode ser definida numericamente como sendo igual à resistência de um cubo de 1 m de aresta, contendo o solo em análise no seu interior [11], conforme apresentado na Figura 2.

$$\rho = \frac{R \cdot A}{L} \quad (1)$$

Onde:

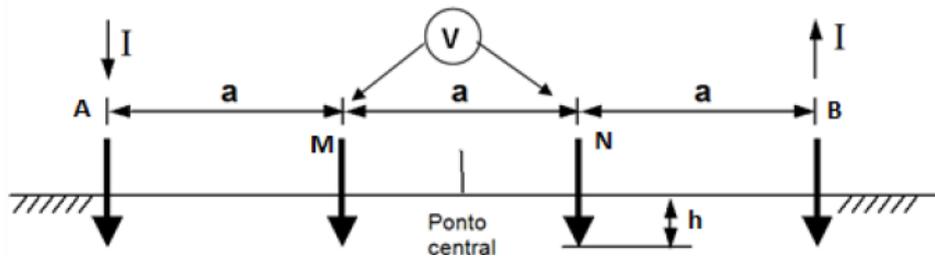
- $\rho$  = resistividade do solo ( $\Omega \cdot m$ );
- $A$  = Área da face do cubo ( $m^2$ );
- $L$  = Comprimento do cubo (m);
- $R$  = Resistência calculada ( $\Omega$ );

Segundo [21], os solos podem ser classificados de acordo com os valores de suas resistividades:

- Solo de Baixa Resistividade:  $\rho < 250 \Omega.m$ ;
- Solo de Média Resistividade:  $250 \Omega.m < \rho < 1000 \Omega.m$ ;
- Solo de Alta Resistividade:  $\rho > 1000 \Omega.m$ ;

O método de medição da resistividade do solo mais utilizado é o Método de Wenner, o qual constitui da utilização de quatro eletrodos igualmente espaçados, conforme mostrado na Figura 3, e pode ser calculada a partir da equação (2) [11,12]:

Figura 3 - Configuração do método de Wenner.



Fonte: retirado de [21].

$$\rho_a = \left( \frac{4 \cdot \pi \cdot a}{1 + \frac{2 \cdot a}{\sqrt{a^2 + 4 \cdot h^2}} - \frac{a}{\sqrt{a^2 - h^2}}} \right) \cdot \frac{\Delta V}{I} \quad (2)$$

Onde:

$I$  : corrente que circula entre os eletrodos externos A e B;

$\Delta V$  : diferença de potencial entre os eletrodos internos M e N;

$a$  : distância entre os eletrodos M-N;

$h$  : profundidade de cravação dos eletrodos;

Tal equação pode ser reduzida para a equação (3) quando  $h \leq a/10$ .

$$\rho_a = 2 \cdot \pi \cdot a \cdot \frac{V}{I} \quad (3)$$

Tal valor de resistividade é afetada por diversos fatores, como tipo do solo, temperatura, índice de umidade, concentração e tipos de sais dissolvidos na água, granulometria e compactidade [11,12].

### 2.3.1 Tipo do solo

Devido a variedade de solos, existem diversas faixas de resistividades catalogadas para cada tipo de solo, podendo variar de um local para o outro, ou até mesmo variando no mesmo local, porém em profundidades diferentes. A Tabela 1, apresenta faixas de valores para alguns tipos especificados de solos encontrados na natureza [11,22].

Tabela 1 - Variação da resistividade em função do tipo do solo.

TIPO DE SOLO	$\rho(\Omega.m)$
Limo	20 a 100
Humus	10 a 150
Lama	5 a 100
Terra de jardinagem com 50% de umidade	140
Terra de jardinagem com 20% de umidade	480
Argila com 40% de umidade	80
Argila com 20% de umidade	330
Argila seca	1.500 a 5.000
Areia com 90% de umidade	1.300
Areia comum	3.000 a 8.000
Calcáreo fissurado	500 a 1.000
Calcário compacto	1.000 a 5.000
Granito	1.500 a 10.000
Basalto	10.000 a 20.000

Fonte: retirado de [22].

### 2.3.2 Temperatura do solo

A temperatura exerce significativa influência na resistividade do solo, pois para solos iguais em temperaturas diferentes, pode-se ter uma grande variação no seu valor, conforme observa-se na Tabela 2 abaixo. Importante destacar que para temperaturas abaixo de zero, a resistividade apresenta valores altos, isso devido a solidificação da água presente no solo diminuindo sua condutibilidade [12].

Tabela 2 - Variação da resistividade com a temperatura para solo arenoso.

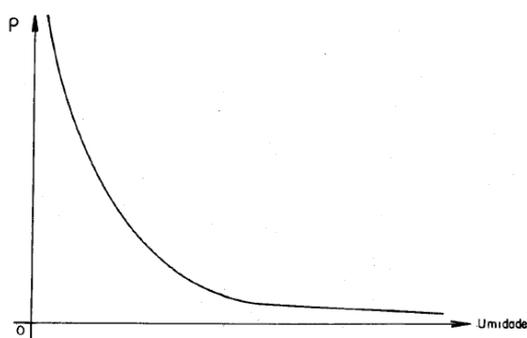
Temperatura (°C)	Resistividade ( $\Omega \cdot m$ ) (solo arenoso)
20	72
10	99
0 (estado líquido)	138
0 (estado sólido)	300
-5	790
-15	3.300

Fonte: adaptado de [12].

### 2.3.3 Umidade do solo

A umidade apresenta influência na resistividade, pois uma percentagem maior de umidade faz com que os sais presentes no solo se dissolvam formando um meio favorável à passagem da corrente elétrica [12]. A Figura 4, mostra a variação da resistividade com a umidade percentual em um solo arenoso.

Figura 4 - Influência da umidade na resistividade em solo arenoso.



Fonte: retirado de [12].

### 2.3.4 Concentração e tipos de sais dissolvidos na água

Considerando que a resistividade da água é determinada pela presença de sais dissolvidos, os quais permitem a condução, e que a resistividade do solo está diretamente ligada à quantidade de água retida em sua estrutura, pode-se afirmar que a resistividade do solo é influenciada tanto pela concentração quanto pela natureza dos sais dissolvidos na água [11]. A Tabela 3, apresenta a influência da concentração de sais na resistividade do solo a 17 °C e umidade de 15%.

Tabela 3 - Variação da resistividade em função da concentração de sais.

Sal adicionado (% em peso)	Resistividade ( $\Omega. m$ ) (solo arenoso)
0	107
0,1	18
1,0	1,6
5,0	1,9
10,0	1,3
20,0	1,0

Fonte: retirado de [11].

### 2.3.5 Granulometria do solo

A granulometria do solo, que define a distribuição do tamanho das partículas, tem influência direta na resistividade elétrica do solo. Pois, solos com alta quantidade de partículas finas (argila e silte) tendem a ter menor resistividade devido à maior área de contato e maior capacidade de retenção de água, facilitando a condução de eletricidade. Porém, solos com partículas maiores, tendem a apresentar valores de resistividades maiores [11,12].

### 2.3.6 Compacidade do solo

Segundo [11], solos com maior compactação tendem a apresentar menores valores de resistividade, devido a maior continuidade física entre as partículas. O au-

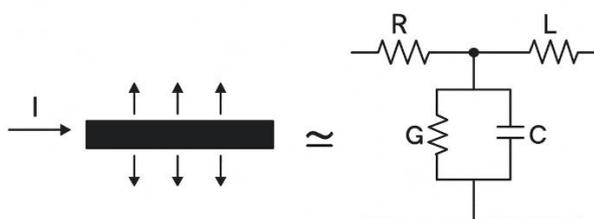
mento da pressão sobre o solo, resulta em uma compactação mais eficiente, diminuindo assim o valor da resistividade. Dessa forma, recomenda-se aguardar um período de tempo após a instalação do aterramento, a fim de que o solo seja compactado e em seguida realizar a medição da resistência de aterramento.

## 2.4 Comportamento Eletromagnético de Sistemas de Aterramento

A resposta de um aterramento pode variar em função da frequência das correntes às quais é submetido. Em baixas frequências, como nas condições associadas à frequência industrial (50/60 Hz), esse comportamento pode ser representado de forma simplificada por uma resistência elétrica equivalente. Essa aproximação permite assumir uma relação linear entre a tensão aplicada e a corrente resultante, com dependência direta entre a resistência de aterramento e os gradientes de potencial gerados na superfície do solo. Entretanto, à medida que a frequência das correntes de interesse aumenta, como nos casos de descargas atmosféricas ou de ensaios com injeção de sinais de alta frequência, os efeitos indutivos e capacitivos associados à geometria do aterramento e à interação com o solo tornam-se relevantes. Nessas situações, a análise deve ser conduzida com base no conceito de impedância de aterramento, uma grandeza complexa cuja magnitude e fase variam com a frequência [15,16,19].

A Figura 5 apresenta um modelo equivalente amplamente utilizado para representar o comportamento eletromagnético de aterramentos em diferentes faixas de frequência. Nesse modelo, a resistência (R), a condutância (G), a indutância (L) e a capacitância (C) são associadas aos efeitos distribuídos ao longo da estrutura do aterramento e à sua interação com o meio circundante.

Figura 5 – Modelo elétrico equivalente de um aterramento considerando os efeitos de R, L e C.



Fonte: adaptado de [11].

Em frequências mais baixas, a componente resistiva (R) predomina, justificando o uso de uma representação puramente resistiva nas análises convencionais. Por outro lado, com o aumento da frequência, os efeitos reativos tornam-se significativos, afetando a distribuição de potencial e o fluxo de corrente no aterramento [15,16,19].

Esse fenômeno é particularmente relevante na aplicação de métodos de medição que envolvem a injeção de correntes de alta frequência, como é o caso de ensaios realizados a 25 kHz. A compreensão da variação da impedância de aterramento em função da frequência é fundamental para a correta interpretação dos resultados obtidos em medições de campo e para a definição de estratégias que minimizem os erros associados à influência de elementos conectados à malha de aterramento, como os cabos para-raios [23].

## **2.5 Medição da Resistência de Aterramento em Subestações**

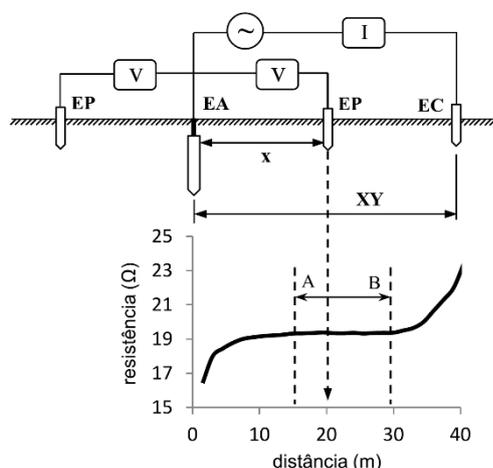
A medição da resistência de aterramento é um procedimento guiado por um conjunto de normas técnicas que visam padronizar os métodos, garantir a repetibilidade e, acima de tudo, assegurar a confiabilidade dos resultados. O entendimento dessas diretrizes é fundamental para contextualizar as técnicas de medição e compreender tanto suas potencialidades quanto suas limitações. As duas principais referências que norteiam esta prática são o padrão internacional IEEE Std 81 [8] e a norma brasileira ABNT NBR 15749 [1].

Para a determinação da resistência de aterramento em subestações, a técnica mais amplamente utilizada é o método da Queda de Potencial. Tanto [1] como [8] estabelecem procedimentos rigorosos que visam minimizar os erros inerentes a essa técnica. Uma das recomendações mais importantes refere-se ao posicionamento dos eletrodos auxiliares de corrente (EC) e de potencial (EP). Para evitar a superposição das zonas de influência do aterramento sob teste (AST) e do eletrodo de corrente, o IEEE Std 81 recomenda que o EC seja instalado a uma distância de, no mínimo, 5 a 10 vezes a maior dimensão do AST (por exemplo, a diagonal da malha). A ABNT NBR 15749 adota uma abordagem semelhante, porém menos conservadora, sugerindo um afastamento de 3 a 5 vezes essa dimensão.

Além das recomendações sobre o posicionamento dos eletrodos, as normas também estabelecem procedimentos específicos para a validação dos resultados. A principal dessas etapas é a chamada "varredura de potencial", que consiste em mover o eletrodo de potencial (EP) em incrementos ao longo da linha imaginária entre o AST e o EC, conforme ilustrado na Figura 6. A relação entre a tensão medida em cada ponto e a corrente injetada define a resistência aparente correspondente a cada posição do EP. A resistência de aterramento é determinada na região de "patamar", onde os valores de resistência aparente permanecem aproximadamente constantes. A norma IEEE Std 81 sugere um posicionamento inicial do EP em aproximadamente 61,8% da distância entre o AST e o EC. Para validação do patamar, são realizadas medições adicionais em 51,8% e 71,8% da distância. Caso os valores obtidos apresentem variações significativas, a norma recomenda o afastamento adicional do eletrodo de corrente [8,1]

A Figura 6 apresenta, de forma integrada, a disposição típica dos eletrodos de medição e a curva das resistências aparentes ao longo da varredura de potencial. Além disso, as normas reconhecem a possibilidade de interferências, como o acoplamento eletromagnético entre os longos cabos de medição. Para mitigar esse efeito, uma prática recomendada é dispor os circuitos de corrente e de potencial em direções opostas (ângulo de  $180^\circ$ ) ou, preferencialmente, perpendiculares entre si (ângulo de  $90^\circ$ ), minimizando os efeitos de acoplamento mútuo.

Figura 6 – Método da queda de potencial e curva típica de resistências aparentes.



Fonte: retirado de [14].

Apesar da simplicidade conceitual, a aplicação do método da queda de potencial em subestações envolve desafios práticos significativos. Um dos mais relevantes está relacionado à limitação de espaço físico, uma vez que as distâncias recomendadas entre os eletrodos nem sempre são viáveis nas condições reais de campo. Além disso, a presença de estruturas metálicas enterradas e de malhas de aterramento adjacentes pode criar caminhos paralelos para a circulação de corrente, alterando o perfil de potencial no solo e comprometendo a precisão das medições. Tais limitações frequentemente demandam a adoção de estratégias complementares, como a desconexão temporária de elementos condutivos não pertencentes ao sistema AST. No entanto, em subestações energizadas, essa ação apresenta pouca ou nenhuma viabilidade prática. Adicionalmente, é importante destacar que as principais normas técnicas foram desenvolvidas com foco em sistemas de aterramento isolados. Embora alertem para as dificuldades associadas a cenários mais complexos, como a presença de múltiplos CPRs conectados à malha, tais documentos não oferecem procedimentos detalhados para tratar essas situações. Soluções mais avançadas, como a compensação das correntes desviadas pelos CPRs durante as medições, representam um aprimoramento técnico que vai além das orientações convencionais atualmente disponíveis.

Diante desse contexto, a aplicação do método da queda de potencial em subestações exige uma análise criteriosa das condições locais e, sempre que possível, a adoção de medidas para mitigar os fatores que comprometem a confiabilidade dos resultados. Neste trabalho, as análises se concentrarão exclusivamente na utilização desse método, considerando explicitamente a particularidade de uma malha de aterramento interligada a cabos para-raios. Nas seções seguintes, serão discutidas estratégias adicionais que visam aprimorar a representatividade das medições realizadas em campo.

## **2.6 Influência do Cabo Para-Raios na Medição da Resistência de Aterramento**

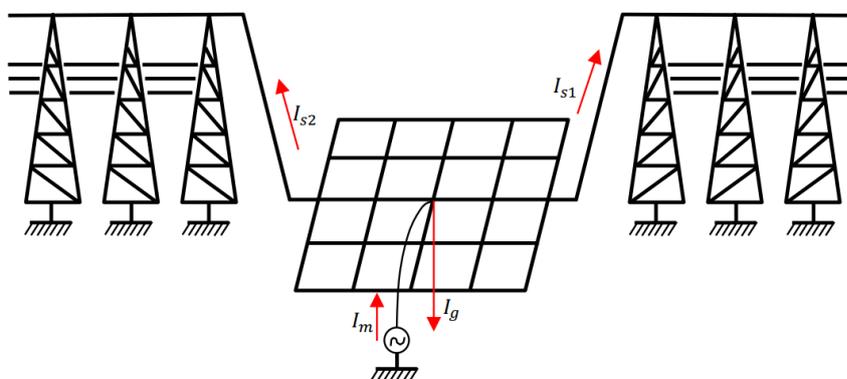
A medição da resistência de aterramento em subestações energizadas é um procedimento complexo, sendo a precisão dos resultados um requisito fundamental para a correta avaliação da segurança e do desempenho do sistema de potência.

Dentre os vários fatores que podem comprometer a qualidade dos resultados, a conexão dos cabos para-raios (CPR) da(s) linha(s) de transmissão à malha de aterramento da subestação se destaca como a principal fonte de erros sistemáticos. Embora essa interligação seja projetada intencionalmente para melhorar a segurança em caso de faltas no sistema (escoando parte da corrente de curto-circuito para fora da subestação), ela cria um desafio metodológico significativo para os procedimentos de medição. Esta seção traz uma análise desse fenômeno, seus fatores de influência e as estratégias para mitigar seu impacto.

### 2.6.1 O Fenômeno da Divisão de Corrente

O princípio fundamental da interferência tem origem na existência de caminhos alternativos para a corrente de medição, como apresentado na Figura 7. Durante um ensaio de medição, o terrômetro injeta uma corrente de teste,  $I_m$ , no AST com a premissa de que toda essa corrente será dissipada no solo através da malha da subestação. Contudo, a presença do CPR, que são condutores metálicos de baixa impedância conectados à malha e aterrados sequencialmente nas torres da linha de transmissão, oferece um percurso alternativo para a corrente injetada. Como resultado, a corrente de teste  $I_m$  se divide, sendo uma parcela  $I_g$  que efetivamente percorre o AST (o objeto da medição), enquanto as parcelas  $I_{s1}$  e  $I_{s2}$  são desviadas pelos cabos para-raios [24,25,26].

Figura 7 – Medição da resistência de aterramento de uma SE conectada a CPR.



Fonte: Retirado de [24].

Assim, a corrente de medição de medição  $I_m$  pode ser decomposta em suas componentes, de modo que, para um sistema com  $n$  cabos para-raios, tem-se:

$$I_m = I_g + \sum_{i=1}^n I_{s_i} \quad (4)$$

onde,  $I_m$  é a corrente total de ensaio injetada pelo terrômetro;  $I_g$  é a parcela da corrente que se dissipa no solo através da malha de aterramento da subestação;  $I_{s_i}$  são as parcelas das correntes que fluem através do cabo para-raios (CPR) conectado à malha.

O erro de medição é uma consequência direta dessa divisão. O equipamento calcula a resistência aparente ( $R_a$ ) dividindo a tensão medida na malha ( $V_g$ ) pela corrente total injetada ( $I_m$ ), de modo que:

$$R_a = \frac{V_g}{I_m} = \frac{R_g \cdot I_g}{I_m} \quad (5)$$

onde,  $R_a$  é a resistência aparente;  $R_g$  é a resistência real;  $I_m$  é a corrente de medição;  $V_g$  é a tensão desenvolvida no aterramento;  $I_g$  é a corrente direcionada à malha de aterramento. No entanto, a tensão  $V_g$  é uma ocorrência devido apenas a corrente  $I_g$  que é direcionada para a malha.

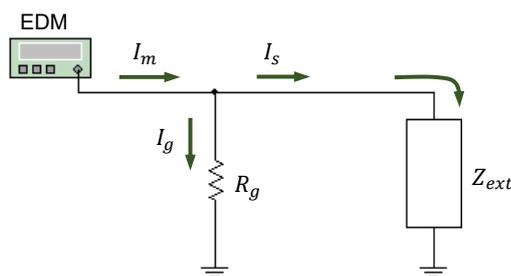
A relação  $I_g/I_m$  é conhecida como “fator de divisão de corrente” ou *split factor* ( $S_f$ ), conforme explorado em [2,27]. Como  $I_g < I_m$ , o fator  $S_f$  é sempre menor que 1, resultando em  $R_a < R_g$ . Essa subestimação pode mascarar uma condição de aterramento inadequada, levando a uma falsa sensação de segurança. Um valor de resistência de aterramento artificialmente menor que o real, pode levar à aprovação de um projeto que, na realidade, não possui a capacidade de dissipar a corrente de falta de forma a manter as tensões de toque e de passo dentro dos limites seguros. Isso representa um risco real e direto tanto para a integridade dos equipamentos da subestação quanto para a segurança de operadores e técnicos. Diante da gravidade dessa consequência, torna-se imperativo ir além do simples reconhecimento da existência do erro. É fundamental compreender e quantificar os parâmetros que governam essa

divisão de corrente. A modelagem detalhada do sistema elétrico equivalente, que será abordada na seção a seguir, é o primeiro passo para essa análise aprofundada.

### 2.6.2 Modelagem do Sistema e Fatores de Influência

Para quantificar e prever o impacto dos CPR, o sistema pode ser modelado por um circuito elétrico equivalente. A impedância total vista pelo equipamento de medição ( $Z_{eq}$ ) é a associação em paralelo da resistência da malha da subestação ( $R_g$ ) com a impedância equivalente dos caminhos externos à subestação ( $Z_{ext}$ ), formada pelos CPR e pelos aterramentos das torres [26], como apresentado na Figura 8.

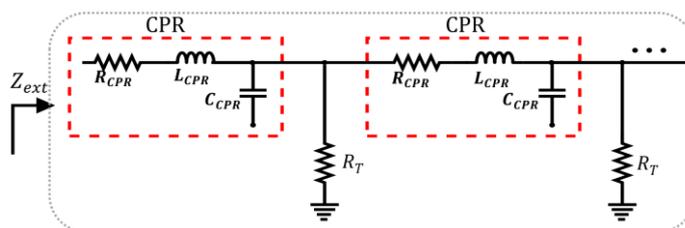
Figura 8 – Representação esquemática simplificada do arranjo de medição.



Fonte: retirado de [25].

A impedância externa ( $Z_{ext}$ ) é modelada utilizando a Teoria de Linhas de Transmissão, onde o CPR é representado por seus parâmetros distribuídos (resistência, indutância e capacitância) e as resistências dos aterramentos das torres são as derivações para a terra ( $R_T$ ), como apresentado na Figura 9.

Figura 9 – Impedância externa “vista” a partir dos limites da subestação.



Fonte: retirado de [25].

A magnitude do erro de medição depende de um balanço complexo entre  $Z_g$  e  $Z_{ext}$ . Os principais fatores de influência são:

- **Resistência de aterramento da malha ( $R_g$ ):** Quanto maior o valor de  $R_g$ , menos favorável será para a corrente fluir por este caminho, de modo que haverá uma maior tendência de desvio através dos CPRs. Consequentemente, os erros de medição são mais pronunciados em subestações com aterramentos de maior resistência.
- **Resistência de pé de torre ( $R_T$ ):** Baixos valores de  $Z_T$  ao longo da linha de transmissão reduzem a impedância externa  $Z_{ext}$ , favorecendo o desvio de corrente para fora da SE e agravando o erro de medição.
- **Impedância do Cabo Para-Raios ( $Z_{CPR}$ ):** Cabos com menor impedância por quilômetro reduzem a impedância do caminho externo, aumentando a corrente de desvio. A impedância do cabo possui uma componente indutiva que se torna relevante em frequências mais altas.
- **Número de Linhas de Transmissão:** Cada linha de transmissão adicional conectada à malha representa um novo caminho em paralelo, reduzindo significativamente a  $Z_{ext}$  total. O erro de medição cresce de forma expressiva com o aumento no número de linhas conectadas, como se verifica em [25].

### 2.6.3 Estratégias de Mitigação e Correção

A constatação de que a influência dos cabos para-raios constitui a principal fonte de erro em medições de resistência de aterramento levou ao desenvolvimento de metodologias específicas para mitigar ou corrigir seus efeitos. Tais abordagens, consolidadas tanto na literatura técnica quanto em documentos normativos, como a ABNT NBR 15749 [1] e o IEEE Std 81 [8], são essenciais para garantir a confiabilidade dos ensaios, uma vez que a simples negligência deste fenômeno não é uma opção em avaliações de engenharia que prezam pela precisão e segurança.

A escolha entre as diferentes estratégias não é trivial, envolvendo uma análise que pondera a precisão almejada, a viabilidade operacional, os custos e os riscos

inerentes a cada procedimento. Essas metodologias podem ser classificadas em quatro categorias principais, que serão detalhadas nas seções subsequentes, explorando seus princípios, aplicabilidades e limitações: a eliminação física do caminho paralelo através da desconexão dos CPR; o desacoplamento elétrico do circuito interferente por meio de medições em alta frequência; a compensação do erro pela medição direta das correntes de desvio; e a análise preditiva via modelagem e simulação computacional.

#### *2.6.3.1 Desconexão física dos cabos para-raios*

A estratégia mais direta para eliminar o erro de medição é a desconexão física de todos os cabos para-raios da malha de aterramento durante o ensaio. Este procedimento é, em teoria, o mais eficaz, pois garante que toda a corrente injetada pelo terrômetro ( $I_m$ ) percorra exclusivamente o sistema de aterramento sob teste, eliminando a fonte de erro na sua origem [1]. Contudo, na prática, essa abordagem se revela frequentemente inviável. A manobra de desconexão em subestações operantes é uma tarefa de alta complexidade, que implica custos operacionais significativos e, mais importante, introduz riscos à segurança dos técnicos e à continuidade do serviço, tornando-a uma opção raramente adotada em sistemas essenciais.

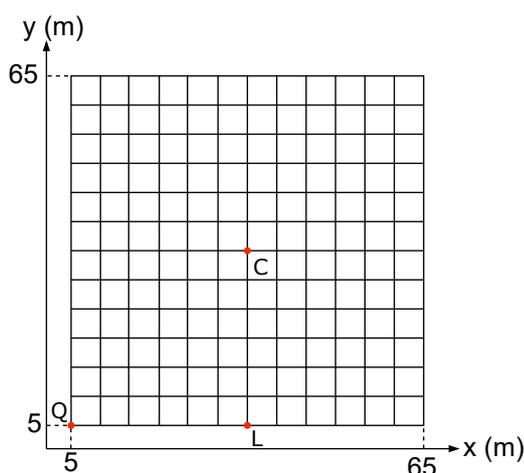
#### *2.6.3.2 Uso de correntes de alta frequência (25 kHz)*

Como alternativa à desconexão, a medição com correntes em 25 kHz busca o desacoplamento elétrico dos cabos para-raios. O princípio é fundamentado na condição em que há um aumento da reatância indutiva dos cabos devido ao aumento da frequência. A premissa é que, em 25 kHz, a impedância dos cabos seja alta o suficiente para minimizar a corrente de desvio [10]. Apesar da elegância conceitual, a aplicação desta técnica em malhas de subestações é cercada de complexidades e limitações significativas que podem comprometer a confiabilidade dos resultados. Pesquisas aprofundadas, baseadas em simulações computacionais e medições de campo, revelaram uma série de fenômenos que devem ser considerados. Os principais desafios são relacionados a seguir [24,9,10,27].

### - Comportamento da Malha e o Fenômeno da Área Efetiva

A alta frequência não afeta apenas os cabos para-raios. A própria malha de aterramento, especialmente as de grandes dimensões, deixa de apresentar características predominantemente resistivas e passa a apresentar uma impedância com forte componente reativa. Além disso, a impedância apresenta uma dependência da posição na qual a corrente de medição é injetada. Tais aspectos são evidenciados Tabela 4. Os dados dessa tabela foram obtidos a partir de uma malha de 60m x 60m com retículos de 5m x 5m. As posições de injeção de corrente são denotadas Q (quina), L (lateral) e C (centro), como indicado na Figura 10. Para evidenciar as diferenças existentes em relação ao uso de baixas frequências (100 Hz), os autores apresentaram, também, a Tabela 5 com os valores determinados nas posições Q, L e C.

Figura 10 – Malha 60m x 60m com retículos de 5m x 5m utilizada na obtenção das impedâncias.



Fonte: retirado de [27].

Tabela 4 – Impedâncias em 25 kHz, malha 60m x 60m, retículos 5m x 5m.

$\rho_0$ ( $\Omega \cdot m$ )	$Z_{25kHz}$ ( $\Omega$ )					
	Q		L		C	
	$R + jX$	$ Z $	$R + jX$	$ Z $	$R + jX$	$ Z $
100	$1,8265 + j2,0554$	2,7497	$1,0762 + j1,1271$	1,5584	$0,5687 + j0,6591$	0,8705
500	$3,6118 + j2,9084$	4,6372	$2,9947 + j1,1503$	3,2080	$2,4273 - j0,0338$	2,4275
1000	$5,7278 + j2,3221$	6,1806	$5,2535 + j0,3498$	5,2651	$4,8003 - j1,0544$	4,9147
5000	$17,3837 - j6,0560$	18,4084	$17,1316 - j8,2493$	19,0143	$16,8793 - j9,8826$	19,5596

Fonte: retirado de [27].

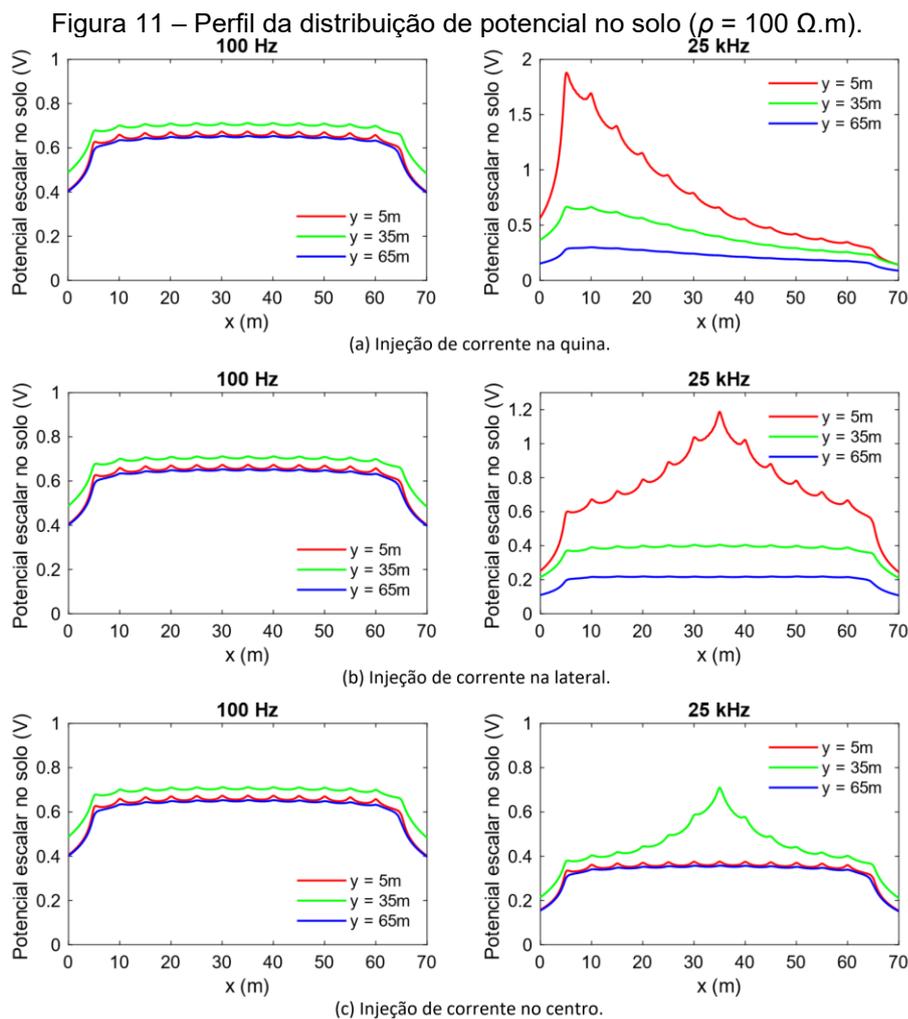
Tabela 5– Impedâncias em 100 Hz, malha 60m x 60m, retículos 5m x 5m.

$\rho_0$ ( $\Omega \cdot m$ )	$Z_{100\text{Hz}} (\Omega)$					
	Q		L		C	
	$R + jX$	$ Z $	$R + jX$	$ Z $	$R + jX$	$ Z $
100	$0,7308 - j0,0108$	0,7309	$0,7305 - j0,0201$	0,7308	$0,7303 - j0,0270$	0,7308
500	$3,6962 - j0,0708$	3,6969	$3,6960 - j0,0800$	3,6969	$3,6959 - j0,0869$	3,6969
1000	$7,4071 - j0,1511$	7,4086	$7,4070 - j0,1603$	7,4087	$7,4069 - j0,1673$	7,4088
5000	$36,5660 - j1,3531$	36,5910	$36,5660 - j1,3623$	36,5914	$36,5660 - j1,3694$	36,5916

Fonte: retirado de [27].

A comparação entre a Tabela 4 e a Tabela 5 revela uma implicação prática de alto risco para o técnico em campo. Em 100 Hz, a consistência do módulo da impedância, independentemente do ponto de injeção de corrente (Q, L ou C), é um indicador da robustez da medição. Em contrapartida, a 25 kHz, observa-se um comportamento paradoxal: para solos de baixa resistividade, a variação dos resultados conforme o ponto de injeção poderia servir como um alerta de que o método não se comporta como esperado. Contudo, no cenário mais crítico de alta resistividade (5k  $\Omega \cdot m$ ), os módulos da impedância se tornam novamente consistentes, criando uma falsa sensação de confiabilidade. Tal estabilidade aparente dos resultados é duplamente perigosa: mascara a inadequação fundamental do método e, simultaneamente, apresenta valores de resistência muito inferiores aos reais, o que pode levar a conclusões gravemente equivocadas sobre a segurança da malha de aterramento.

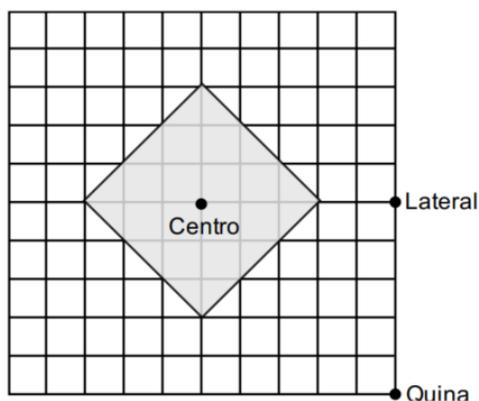
Esta não uniformidade na distribuição da corrente resulta em perfis de potencial no solo completamente distintos daqueles observados em baixa frequência. Essa condição, também foi avaliada por Barbosa [27], como mostra a Figura 11. Fica evidente, portanto, que a resposta do aterramento para a alta frequência (25 kHz) é muito distinta daquela obtida em baixa frequência (100 Hz), não sendo, assim, representativa para um evento na frequência industrial (60 Hz).



Fonte: retirado de [27].

Além disso, a corrente de 25 kHz tende a se concentrar em uma "área efetiva" menor, próxima ao ponto de injeção, em vez de se distribuir por toda a malha. Isso significa que o valor medido se torna dependente do local onde o equipamento é conectado (canto, lateral ou centro), podendo gerar resultados distintos e não representativos para a malha considerando toda a sua área de cobertura. Tal condição é ilustrada na Figura 12.

Figura 12 – Malha de 100m x 100m e sua área efetiva para  $f = 25$  kHz e  $\rho = 100 \Omega.m$ .



Fonte: retirado de [24].

Para além do comportamento da malha, a alta frequência exacerba o efeito do acoplamento eletromagnético entre os longos cabos dos circuitos de corrente e de potencial. A impedância mútua entre esses cabos é diretamente proporcional à frequência. Portanto, ao se utilizar 25 kHz, o erro induzido por este acoplamento, que seria desprezível em baixa frequência, pode se tornar a componente dominante da medição, mascarando o valor real da impedância da malha e gerando resultados grosseiramente superestimados [24,28].

#### - Ineficácia da Compensação de Reatância

Alguns terrômetros de alta frequência possuem uma função para remover a componente reativa e apresentar apenas a parte resistiva da impedância. Contudo, estudos demonstram que, em muitas situações, a reatância da malha em 25 kHz pode apresentar características capacitivas, tornando a compensação indutiva, padrão nesses equipamentos, ineficaz. Adicionalmente, mesmo quando a compensação é aplicável, a parte resistiva resultante em 25 kHz pode não apresentar uma correspondência com a resistência obtida em baixa frequência, como já apresentado na Tabela 4 e na Tabela 5. Esta condição vem sendo mais amplamente investigada [9,10,24,28].

#### - Considerações finais sobre o uso da alta frequência (25 kHz)

Em síntese, embora a medição em 25 kHz seja uma técnica rápida e de fácil aplicação em campo, sua utilização apresenta limitações significativas que afetam di-

retamente a confiabilidade dos resultados. Quando analisadas de forma isolada, algumas malhas de pequenas dimensões (e.g., até 20 m × 20 m) e instaladas em solos de baixa resistividade podem, em princípio, apresentar condições que indicariam a viabilidade técnica do uso dessa frequência elevada. Contudo, os resultados de medições de campo e simulações computacionais demonstram que, ao se considerar o sistema de medição como um todo, incluindo os efeitos do acoplamento eletromagnético entre os cabos dos circuitos de corrente e de potencial, a confiabilidade dos resultados permanece severamente comprometida, mesmo nesses cenários inicialmente favoráveis. Esse acoplamento, cuja influência cresce de forma diretamente proporcional à frequência, tornou-se o principal fator limitante nas avaliações experimentais, a ponto de mascarar o valor real da impedância da malha em praticamente todas as configurações avaliadas. Dessa forma, as incertezas associadas ao uso de 25 kHz inviabilizam a aplicação segura e representativa da técnica para medições em subestações, independentemente do porte da instalação. Portanto, considerando o conjunto de limitações identificadas, conclui-se que a utilização de 25 kHz não é adequada para medições de resistência de aterramento em subestações, independentemente das características da malha ou das condições de solo. A combinação entre a resposta reativa da malha e os efeitos de acoplamento eletromagnético inerentes à configuração física dos circuitos de medição compromete de forma irreversível a confiabilidade e a representatividade dos resultados obtidos com essa técnica.

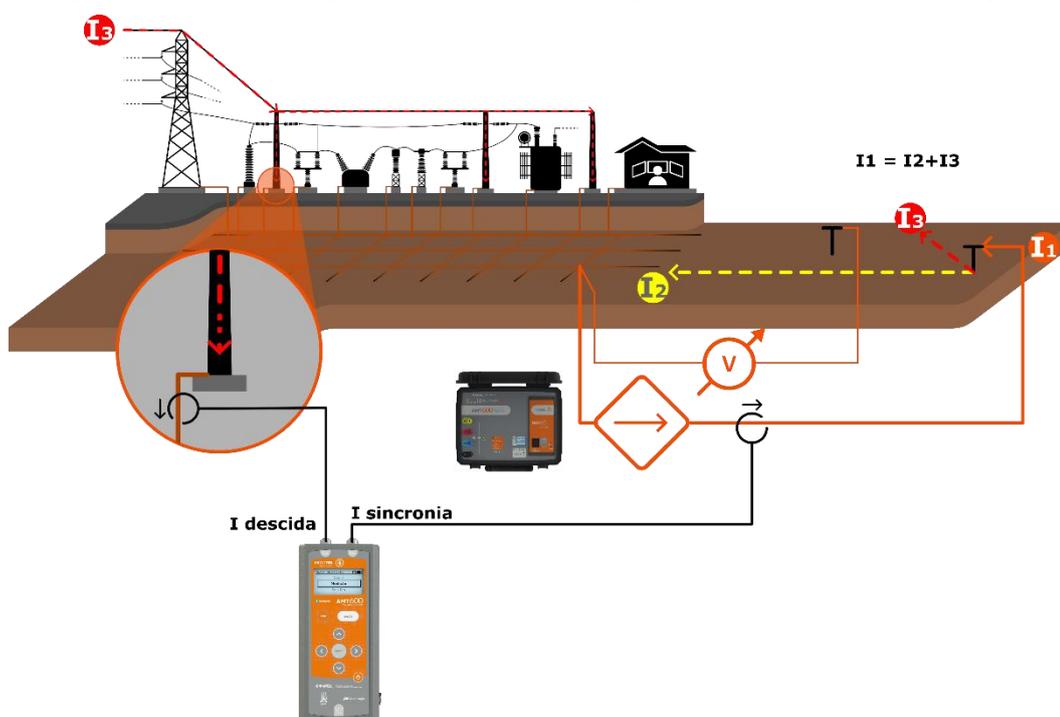
### 2.6.3.3 *Compensação por Medição Direta da Corrente de Desvio*

Uma terceira abordagem, de natureza corretiva, consiste em medir diretamente a corrente de desvio para então compensar seu efeito no pós-processamento. Este método, tecnicamente robusto, envolve o uso de sensores de corrente, como bobinas de Rogowski, para quantificar a parcela da corrente que flui por cada CPR conectado à malha ( $I_{CPR}$ ). Com a medição simultânea da corrente total injetada ( $I_m$ ) é possível determinar a corrente líquida que percorre o aterramento ( $I_g$ ) por meio de uma subtração fasorial. A necessidade de uma análise fasorial, e não apenas escalar, é um aspecto fundamental, pois a natureza reativa da impedância externa ( $Z_{ext}$ ) pode introduzir correntes com diferentes ângulos de fase. A despeito de sua maior complexidade de implementação, que demanda instrumentação especializada e um processamento de dados mais elaborado, é fundamental ressaltar que a compensação por medição

direta se constitui na técnica mais precisa e adequada para a caracterização do aterramento em baixa frequência em subestações com CPRs conectados. Ao quantificar e subtrair o erro fasorialmente, este método oferece um nível de confiabilidade nos resultados significativamente superior às demais abordagens [13].

O avanço tecnológico recente, impulsionado por projetos de Pesquisa & Desenvolvimento, permitiu o desenvolvimento de instrumentos de medição dedicados, como o AMT-600, que automatiza este processo de compensação, tornando a aplicação desta metodologia mais prática e validada em campo, como demonstram os estudos de caso nas subestações Limeira-06 e Santa Gertrudes-01 [13]. As medições são incorporadas ao processamento final, garantindo que a resistência de malha seja determinada apenas pela corrente que efetivamente é direcionada para o AST, mitigando, assim, os erros associados aos desvios. A Figura 13 ilustra, de forma esquemática, o método adotado para realizar a medição das correntes de compensação. Nela,  $I_1$  é a corrente de medição injetada pelo equipamento de medição,  $I_2$  é a corrente que se direciona para a malha de aterramento e  $I_3$  é a corrente que flui através do CPR, de modo que  $I_1 = I_2 + I_3$ .

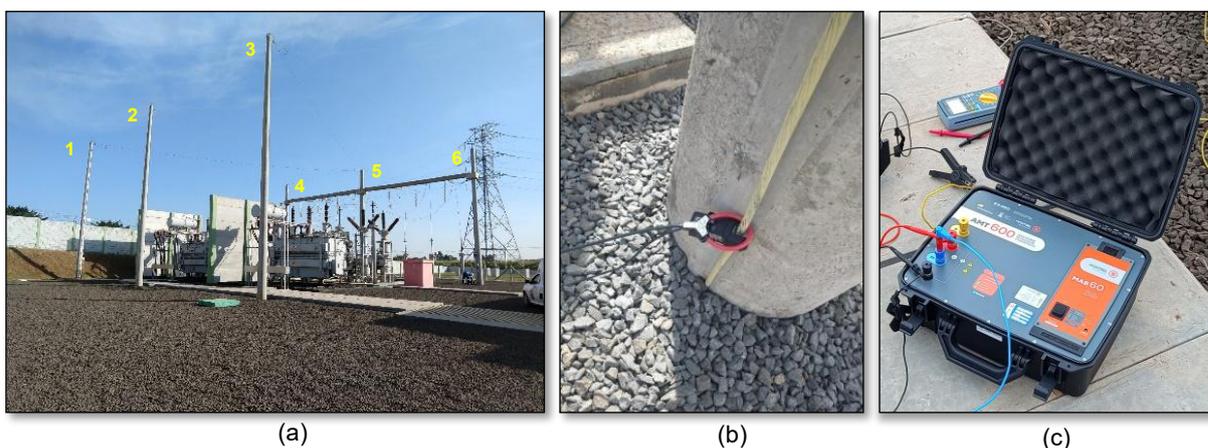
Figura 13 – Representação esquemática da medição da corrente de compensação.



Fonte: retirado de [13].

Como exemplo, cita-se a medição realizada na SE Limeira-06. Essa SE é alimentada por um ramal de entrada de 138 kV, configurado em circuito duplo. Os cabos para-raios estão conectados diretamente ao Sistema de Proteção contra Descargas Atmosféricas (SPDA) da instalação, conforme representado na Figura 14a. O referido SPDA, por sua vez, estabelece sua interface elétrica com a malha de aterramento através de seis condutores de descida, posicionados ao longo das estruturas de sustentação, conforme mostra a Figura 14b [13]. Na Figura 14c, observa-se o equipamento AMT600 em operação durante a execução das medições de campo.

Figura 14 – SE Limeira: (a) ramal de entrada, mostrando as chegadas dos cabos PR; (b) uma das descidas do cabo para-raios; (c) AMT-600 injetando corrente e processando as medições.



Fonte: retirado de [13].

A Figura 15 apresenta o acessório empregado para a medição das correntes que circulam pelos cabos para-raios (ATM600-Compensador), onde se verifica a utilização de sondas de corrente devidamente conectadas ao equipamento e ao cabo de descida. Antes de iniciar com as medições, foi realizada uma verificação dos níveis de corrente de fundo presentes nos cabos na frequência industrial. Os valores registrados variaram entre 88 mA e 641 mA. Visando evitar qualquer interferência desses componentes de corrente nas medições de interesse, o AMT600 foi configurado para injetar correntes de ensaio em três frequências distintas: 80 Hz, 90 Hz e 100 Hz. Na Figura 16, estão destacados os resultados obtidos em uma das descidas, evidenciando a medição tanto da amplitude quanto da fase da corrente. Ressalta-se que os valores de amplitude são apresentados em unidades por unidade (pu), considerando como base a corrente total injetada pelo AMT600 durante o ensaio [13].

Figura 15 – Medição da corrente de compensação: AMT600-Compensador e garras de corrente.



Fonte: retirado de [13].

Figura 16 – Medição da corrente de compensação com destaque para o AMT600-Compensador.

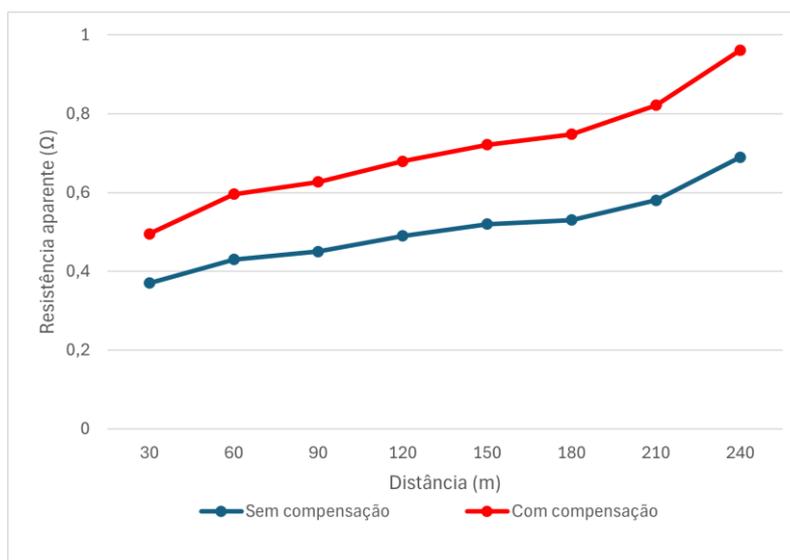


Fonte: retirado de [13].

A Figura 17 apresenta as curvas de resistência aparente obtidas nas medições realizadas na subestação em estudo, considerando as condições com e sem a aplicação da compensação das correntes desviadas pelos cabos para-raios. As curvas foram construídas a partir de dados levantados por meio do método da queda de potencial, técnica amplamente empregada na determinação da resistência de aterramento em sistemas elétricos [13]. Observa-se que, na situação sem compensação, os valores de resistência são significativamente inferiores, evidenciando o impacto das

correntes que fluem pelos cabos para-raios nos resultados das medições. A comparação entre os dois cenários destaca a importância do processo de compensação para assegurar que os valores obtidos reflitam, de forma mais precisa, as características reais da malha de aterramento.

Figura 17 – Curvas características das resistências aparentes.



Fonte: retirado de [13].

Nesse cenário, fica evidente que a adoção da compensação por medição direta das correntes desviadas constitui uma exigência técnica fundamental para garantir a precisão na determinação da resistência de aterramento em subestações com cabos para-raios conectados à malha. A ausência dessa correção pode resultar em subestimações significativas dos valores reais de resistência, conduzindo a uma falsa percepção de conformidade das condições de aterramento. Essa condição representa um risco relevante do ponto de vista técnico-operacional, uma vez que o valor da resistência de aterramento é um parâmetro crítico na definição das tensões de passo e de toque, no dimensionamento de equipamentos e na calibração dos sistemas de proteção contra faltas à terra. Conforme destacado em referências normativas amplamente reconhecidas, como a IEEE Std 80 [2] e a IEEE Std 81 [8], a determinação incorreta dessa grandeza pode comprometer o desempenho dos sistemas de proteção, prejudicar a coordenação entre dispositivos e, sobretudo, colocar em risco a segurança de pessoas e instalações.

Além dos riscos à integridade física dos trabalhadores, erros nesse processo podem afetar a confiabilidade de diagnósticos e decisões de manutenção, levando à postergação de intervenções corretivas necessárias ou à adoção de estratégias de proteção baseadas em premissas equivocadas. Em casos de contingências, como curtos-circuitos ou descargas atmosféricas, tais falhas podem gerar danos materiais significativos, interrupções no fornecimento de energia e, em situações mais críticas, acidentes pessoais.

Diante desses fatores, a utilização de metodologias que permitam compensar, de forma precisa e fasorial, as parcelas de corrente que não contribuem efetivamente para o ensaio, torna-se uma boa prática indispensável na engenharia aplicada. Tal abordagem assegura que os resultados obtidos nas medições representem com fidelidade as condições reais do sistema, proporcionando maior segurança, confiabilidade e alinhamento com os requisitos normativos aplicáveis.

#### ***2.6.4 Considerações Finais sobre a Influência dos CPR***

A análise das diferentes estratégias de mitigação evidencia que a interligação dos cabos para-raios à malha de aterramento é um fator preponderante, cuja influência não pode ser negligenciada nos procedimentos de medição. A seleção da abordagem mais adequada, seja a desconexão física, o uso de correntes em alta frequência ou a compensação fasorial das correntes de desvio, requer uma avaliação técnica criteriosa que pondere a precisão desejada, a viabilidade operacional, os custos e os riscos inerentes a cada método. Portanto, um entendimento aprofundado deste fenômeno e de suas implicações é indispensável para a correta avaliação da segurança e conformidade de sistemas de aterramento em subestações.

### 3 IMPACTO DOS CABOS PARA-RAIOS NA MEDIÇÃO EM BAIXA E ALTA FREQUÊNCIA: RESULTADOS E ANÁLISES

#### 3.1 Características do Sistema em Análise

Esta seção apresenta as principais características da linha de transmissão adotada nas simulações, bem como os parâmetros elétricos utilizados na análise da influência dos cabos para-raios na medição da resistência de aterramento de subestações. Foi considerada uma linha de transmissão de 138 kV equipada com um cabo para-raios de aço galvanizado EHS 3/8". As dimensões geométricas detalhadas da configuração física estão descritas no Apêndice A. A partir dessas informações, foram calculados os parâmetros RLC distribuídos do cabo para-raios, utilizando-se a ferramenta *power\_lineparam*, do software MATLAB. Essa ferramenta permite obter os valores de resistência ( $R_{CPR}$ ), indutância ( $L_{CPR}$ ) e capacitância ( $C_{CPR}$ ) por unidade de comprimento, com base nas características físicas do cabo e na sua disposição em relação ao solo. A Figura 18 apresenta uma tabela com as características construtivas do cabo considerado.

Figura 18 – Características do cabo para-raios utilizado na simulação.

Características elétricas (valores a 20 °C)									
	Diâmetro nominal da cordoalha mm (pol)	Resistência elétrica aprox. CC Ohm/km	Resistência elétrica aproximada CA Ohm/km			Reatância indutiva a um espaçamento de 30,48 cm Ohm/km			Reatância capacitiva própria a 30,48 cm, Xa Mohm x km
			5A	10A	20A	5A	10A	20A	
HS classe A	7,94 (5/16)	4,76	4,79	4,79	4,86	0,636	0,650	0,673	0,2069
	9,52 (3/8)	3,44	3,44	3,44	3,51	0,653	0,666	0,689	0,1983
	11,11 (7/16)	2,46	2,46	2,49	2,53	0,669	0,682	0,709	0,1909
	12,70 (1/2)	1,97	2,03	2,03	2,10	0,692	0,722	0,738	0,1845
HS classe B	7,94 (5/16)	4,40	4,40	4,40	4,46	0,541	0,561	0,571	0,2069
	9,52 (3/8)	3,18	3,18	3,18	3,25	0,544	0,574	0,584	0,1983
	11,11 (7/16)	2,26	2,26	2,30	2,33	0,571	0,591	0,604	0,1909
	12,70 (1/2)	1,80	1,87	1,87	1,94	0,591	0,614	0,627	0,1845
EHS classe A	7,94 (5/16)	5,25	5,28	5,28	5,34	0,574	0,594	0,607	0,2069
	9,52 (3/8)	3,81	3,81	3,81	3,87	0,587	0,610	0,620	0,1983
	11,11 (7/16)	2,72	2,72	2,76	2,79	0,604	0,627	0,640	0,1909
	12,70 (1/2)	2,17	2,20	2,23	2,33	0,623	0,650	0,666	0,1845
EHS classe B	7,94 (5/16)	4,82	4,86	4,86	4,92	0,489	0,505	0,515	0,2069
	9,52 (3/8)	3,51	3,51	3,51	3,58	0,499	0,518	0,528	0,1983
	11,11 (7/16)	2,53	2,53	2,56	2,59	0,512	0,535	0,545	0,1909
	12,70 (1/2)	2,00	2,03	2,07	2,13	0,531	0,554	0,568	0,1845

Fonte: retirado de [29].

Com base nos parâmetros calculados, a Tabela 6 apresenta os valores obtidos para frequências de 100 Hz e 25 kHz, os quais são empregados nas simulações subsequentes. Como esperado, observa-se um aumento significativo da resistência com o aumento da frequência, atribuído ao efeito pelicular e à maior reatância equivalente.

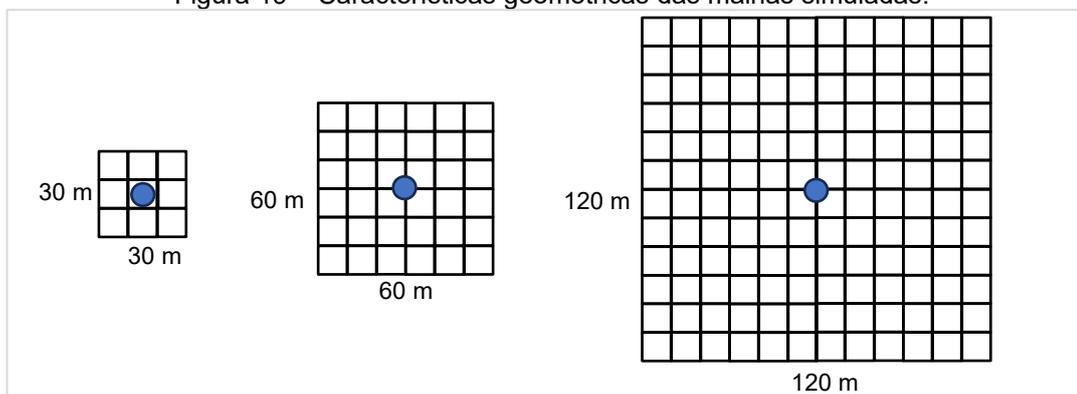
Tabela 6 - Parâmetros da Simulação.

frequência (kHz)	$R_{CPR}$ ( $m\Omega/m$ )	$L_{CPR}$ ( $\mu H/m$ )	$C_{CPR}$ ( $pF/m$ )
0,1	3,97	2,69	7,26
25	23,10	2,18	7,26

Fonte: O Feito pelo autor (2025).

Os valores de impedância da malha de aterramento ( $Z_g$ ) utilizados nas simulações também foram obtidos a partir do método eletromagnético híbrido (HEM) [30], utilizando-se um código em MATLAB que foi gentilmente disponibilizado por Ericles Barbosa, autor de [24]. Os valores estão organizados na Tabela 7. Os dados foram definidos para três diferentes dimensões de malhas quadradas (30 m × 30 m, 60 m × 60 m e 120 m × 120 m), conforme Figura 19, e para quatro diferentes resistividades do solo (100, 500, 1000 e 3000  $\Omega.m$ ). Todas as malhas têm retículos de 5 metros. Os dados mostram que, como esperado: *i*) quanto maior a malha, menor a impedância total, devido ao aumento da área de contato com o solo para dissipação de corrente; *ii*) quanto maior a resistividade do solo, maior a impedância, devido a maior oposição oferecida pelo solo à dissipação da corrente.

Figura 19 – Características geométricas das malhas simuladas.



Fonte: adaptado de [24].

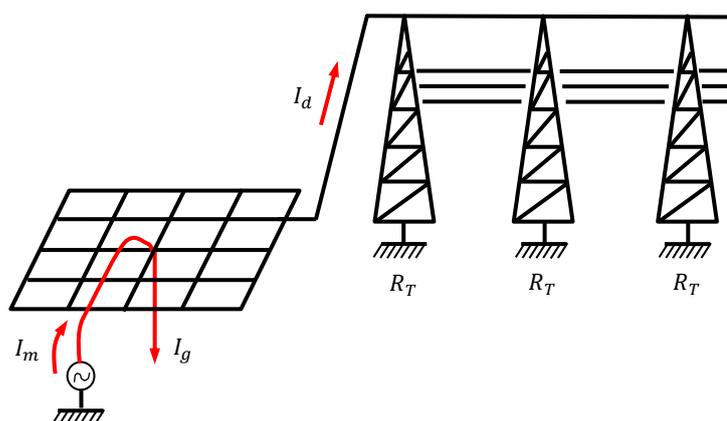
Tabela 7 - Impedância de Aterramento ( $Z_g$ ) em 100 Hz.

$\rho$ ( $\Omega \cdot m$ )	100 Hz					
	30 x 30 (m)		60 x 60 (m)		120 x 120 (m)	
	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z_g \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z_g \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z_g \angle\theta$ ( $\Omega$ )
100	$1,54 - j0,02$	$1,54\angle-0,74^\circ$	$0,73 - j0,03$	$0,73\angle-2,36^\circ$	$0,34 - j0,02$	$0,34\angle-3,37^\circ$
500	$7,65 - j0,11$	$7,65\angle-0,82^\circ$	$3,70 - j0,09$	$3,70\angle-1,39^\circ$	$1,78 - j0,07$	$1,78\angle-2,25^\circ$
1000	$15,28 - j0,25$	$15,28\angle-0,94^\circ$	$7,41 - j0,17$	$7,41\angle-1,31^\circ$	$3,59 - j0,12$	$3,59\angle-1,91^\circ$
3000	$45,46 - j1,16$	$45,48\angle-1,46^\circ$	$22,10 - j0,65$	$22,10\angle-1,69^\circ$	$10,77 - j0,40$	$10,77\angle-2,13^\circ$

Fonte: retirado de [24].

Esses valores de impedância da malha, combinados com os parâmetros da LT, servirão como base para o cálculo das correntes desviadas pelos cabos para-raios, as quais serão analisadas nas seções seguintes, com foco em sua influência sobre a precisão na determinação das resistências de aterramento das malhas. As simulações foram realizadas em arranjos semelhantes ao apresentado Figura 20. Nela, verifica-se que corrente  $I_m$  injetada pelo equipamento de medição é dividida, sendo  $I_g$  a corrente que segue para o aterramento e  $I_d$  a corrente que é desviada para fora da subestação, em direção aos aterramentos das torres,  $R_T$ . Para a simulações e obtenção dos dados, foi utilizado o *software* PSPICE.

Figura 20 – Representação esquemática do arranjo utilizado nas simulações.



Fonte adaptado de [1].

### 3.2 Correntes Desviadas para os Cabos para-raios

Nessa seção, serão analisadas as correntes que são desviadas pelos cabos para-raios das linhas de transmissão, conforme apresentado na Figura 20. O objetivo

é investigar o impacto dessas conexões externas sobre a corrente de medição injetada na malha da subestação, considerando diferentes configurações de malha, resistividade do solo e condições de aterramento das torres das linhas de transmissão.

Nas simulações seguintes, serão avaliados os efeitos das variações de fatores como a resistência de aterramento de “pé de torre” ( $R_T$ ), para os quais serão utilizados os valores de 20  $\Omega$ , 30  $\Omega$ , 60  $\Omega$  e 100  $\Omega$ . Outro parâmetro relevante é a impedância de aterramento da malha da subestação, cujos valores foram associados a diferentes condições de resistividade do solo, conforme apresentados na Tabela 7. Para os fins deste trabalho, tais impedâncias são tratadas diretamente como variáveis de entrada nas simulações de corrente desviada, especialmente em função da frequência adotada (100 Hz), que permite a aproximação da impedância ao seu valor resistivo. Devido à frequência dessas simulações iniciais ser baixa (100 Hz), os valores de impedância apresentados na Tabela 7 podem ser aproximados como resistências.

Também será analisado o efeito da variação do número de cabos para-raios das linhas de transmissão conectados à subestação, considerando-se as configurações com 1, 3 e 6 cabos interligados à malha de aterramento, visando observar como essa variação influencia as correntes desviadas para as LTs. Segundo [24], para quantidades superiores a 15 torres de linha de transmissão, a impedância externa ( $Z_{ext}$ ) não apresenta variação significativa. Portanto, nas simulações realizadas nesse trabalho foram consideradas 15 estruturas. Para o vão médio entre essas estruturas, adotou-se o valor de 300 metros. A influência da impedância da torre da linha de transmissão não foi considerada nas simulações, uma vez que esse valor, quando comparado à resistência de aterramento das estruturas, é desprezível. As simulações seguintes serão realizadas com valor de corrente de  $1\angle 0^\circ$  A e frequência de 100 Hz.

Nesta seção, a análise das correntes desviadas focará no cenário de 100 Hz, que representa a condição mais crítica para este fenômeno, uma vez que a baixa impedância externa favorece o desvio de corrente. A avaliação detalhada da metodologia em alta frequência (25 kHz), na qual o desvio de corrente é naturalmente atenuado, será abordada na seção 3.3. As simulações computacionais são realizadas utilizando o *software* PSPICE, conforme mostrado no Apêndice B, e seus resultados serão apresentados nas seções a seguir. As análises serão desenvolvidas de forma progressiva, investigando-se inicialmente o cenário com a conexão de um único cabo

para-raios, seguido para a análise com três e seis cabos, a fim de avaliar a intensificação do fenômeno e identificar possíveis efeitos não lineares na distribuição de corrente.

### **3.2.1 Um cabo para-raios conectado**

Este cenário inicial fornece uma base de comparação importante para os casos mais complexos analisados posteriormente. A próxima subseção aborda a situação em que três cabos para-raios estão conectados simultaneamente à malha, permitindo avaliar o impacto cumulativo e identificar possíveis efeitos não lineares na distribuição de corrente.

Os resultados apresentados nesta seção referem-se às simulações realizadas com a conexão de um único cabo para-raios à malha de aterramento da subestação. O objetivo é avaliar o impacto isolado de uma conexão externa sobre a distribuição de corrente durante o ensaio de medição da resistência de aterramento, considerando variações tanto da resistência da malha da subestação ( $R_g$ ) quanto da resistência de aterramento da torre ( $R_T$ ). Foram analisadas três dimensões de malhas: 30 m × 30 m, 60 m × 60 m e 120 m × 120 m. Para cada uma, foram adotados diferentes valores de resistência de aterramento ( $R_g$ ), que foram obtidos por meio de simulações com resistividades de solo de 100  $\Omega \cdot m$ , 500  $\Omega \cdot m$ , 1000  $\Omega \cdot m$  e 3000  $\Omega \cdot m$ . Entretanto, a análise não será conduzida com base direta nesses valores de resistividade, mas sim nos valores efetivos da impedância da malha (parte real de  $Z_g$ ), uma vez que é este parâmetro que de fato influencia o desvio de corrente para o cabo externo. Adicionalmente, foram considerados quatro cenários distintos de  $R_T$ : 20  $\Omega$ , 30  $\Omega$ , 60  $\Omega$  e 100  $\Omega$ , representando diferentes condições de aterramento das torres da linha de transmissão. Essa abordagem permite capturar os efeitos da variabilidade do sistema de aterramento externo sobre a corrente desviada para os cabos para-raios.

A Tabela 8, Tabela 9 e Tabela 10 apresentam os valores de corrente desviada ( $I_d$ ), em sua notação fasorial. Os dados evidenciam que a corrente desviada pelo cabo para-raios apresenta uma forte dependência tanto da resistência de aterramento da torre ( $R_T$ ) quanto da resistência da malha de aterramento ( $R_g$ ). Para todas as dimensões de malha analisadas, verifica-se que, à medida que  $R_T$  aumenta, há uma redução

consistente no valor da corrente de desvio. Isso se deve ao fato de que uma maior resistência de aterramento nas torres implica em menor capacidade de conduzir corrente para a terra através do cabo para-raios, redirecionando uma parcela maior da corrente injeta pelo equipamento de medição para a própria malha da subestação. Por outro lado, ao comparar os diferentes tamanhos de malha, observa-se que malhas maiores (e, portanto, com menores valores de resistência) desviam menos corrente para o cabo externo. Esse comportamento está diretamente associado ao fato de que, com uma menor resistência de malha, a corrente tende ao caminho de menor oposição, seguindo em direção à malha da subestação. Assim, a malha de 120 m × 120 m apresenta os menores valores de  $I_d$  em praticamente todas as combinações de  $R_T$ , enquanto a malha de 30 m × 30 m concentra os maiores valores. Além disso, verifica-se que as correntes  $I_d$  apresentam ângulos de fase significativos ( $\theta_i \gg 0^\circ$ ). Essa informação é particularmente relevante. Nessas condições, a consideração do ângulo de fase torna-se essencial, pois, a análise fasorial completa das correntes fornece subsídios mais precisos para estratégias de compensação eficazes e para a interpretação correta das medições em campo. Portanto, os resultados evidenciam que tanto a configuração do sistema de aterramento externo ( $R_T$ ) quanto a própria malha da subestação exercem influência significativa sobre as correntes desviadas. Essa análise corrobora a necessidade de se considerar essas variáveis em medições reais de resistência de aterramento, especialmente em ambientes onde a subestação está interligada a sistemas externos como linhas de transmissão.

Tabela 8 – Corrente desviada pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (malha 30 m × 30 m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
1,54	331,70 $\angle$ 15,50°	266,30 $\angle$ 16,10°	230,70 $\angle$ 16,00°	172,80 $\angle$ 14,30°
7,65	717,90 $\angle$ 6,70°	649,70 $\angle$ 7,80°	604,20 $\angle$ 8,40°	513,10 $\angle$ 8,50°
15,28	837,00 $\angle$ 3,90°	789,20 $\angle$ 4,80°	754,90 $\angle$ 5,20°	679,60 $\angle$ 5,60°
45,46	939,10 $\angle$ 1,50°	918,40 $\angle$ 1,90°	902,50 $\angle$ 2,10°	864,20 $\angle$ 2,40°

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 9 – Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (60m x 60m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
0,73	188,70 $\angle$ 18,70°	145,70 $\angle$ 18,70°	123,70 $\angle$ 18,20°	89,81 $\angle$ 15,70°
3,69	548,20 $\angle$ 10,60°	469,50 $\angle$ 11,80°	421,80 $\angle$ 12,10°	335,80 $\angle$ 11,50°
7,41	711,30 $\angle$ 6,80°	642,20 $\angle$ 8,00°	596,50 $\angle$ 8,50°	505,1 $\angle$ 8,60°
22,10	881,70 $\angle$ 2,80°	844,70 $\angle$ 3,50°	817,30 $\angle$ 3,90°	754,80 $\angle$ 4,30°

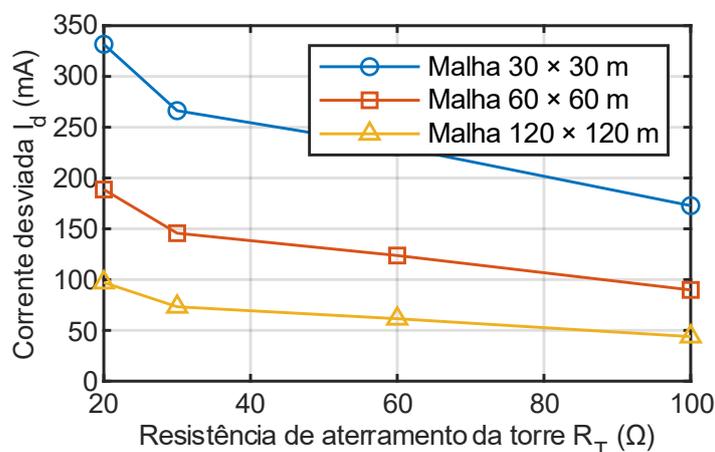
Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 10 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (120m x 120m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
0,34	97,10 $\angle$ 20,80°	73,24 $\angle$ 20,20°	61,47 $\angle$ 19,40°	43,85 $\angle$ 16,50°
1,78	365,10 $\angle$ 14,80°	296,00 $\angle$ 15,50°	257,70 $\angle$ 15,50°	194,70 $\angle$ 13,90°
3,59	540,60 $\angle$ 10,80°	461,90 $\angle$ 11,90°	414,40 $\angle$ 12,30°	329,10 $\angle$ 11,60°
10,77	782,90 $\angle$ 5,20°	724,40 $\angle$ 6,20°	683,80 $\angle$ 6,70°	598,60 $\angle$ 7,00°

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Com base nos dados da Tabela 8, Tabela 9 e Tabela 10, foi elaborado o gráfico comparativo apresentado na Figura 21, que sintetiza o comportamento da corrente desviada em função da resistência de aterramento da torre ( $R_T$ ) para diferentes dimensões de malha. A representação gráfica facilita a visualização das tendências descritas e reforça a interpretação técnica dos efeitos combinados de ( $R_T$ ) e da impedância da malha sobre o desvio de corrente.

Figura 21 – Corrente  $I_d \times R_T$ , 1 CPR,  $\rho = 100 \Omega \cdot m$ .

Fonte: Feito pelo autor (2025).

### 3.2.2 Três cabos para-raios conectados

Prosseguindo com a investigação do efeito das conexões dos cabos para-raios sobre a corrente desviada, esta subseção aborda o caso em que três cabos estão simultaneamente conectados à malha da subestação. A única modificação em relação à topologia apresenta na Figura 20 consiste no aumento da quantidade de linhas conectadas à malha. Na Tabela 11, Tabela 12 e Tabela 13 são apresentadas as correntes fasoriais desviadas, considerando malhas de 30×30 m, 60×60 m e 120×120 m, respectivamente. Nelas, verifica-se que para uma mesma resistência de pé de torre,  $R_T$ , a corrente desviada através do cabo para-raios tende a ser tanto maior quanto menor for a dimensão da malha de aterramento. Essa tendência está associada à elevação da resistência da malha à medida que sua área diminui.

Tabela 11 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (30m x 30m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
1,54	603,50∠9,30°	526,00∠11,10°	477,60∠11,00°	387,60∠10,60°
7,65	885,60∠2,70°	849,60∠3,40°	823,00∠3,80°	761,80∠4,20°
15,28	939,50∠1,50°	919,00∠1,80°	903,30∠2,10°	865,20∠2,40°
45,46	978,90∠0,50°	971,30∠0,70°	965,40∠0,70°	950,40∠0,90°

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 12 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (60m x 60m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
0,73	415,40∠166,40°	341,70∠165,50°	299,90∠165,40°	229,50∠166,70°
3,69	787,90∠174,90°	730,20∠173,90°	690,20∠173,40°	605,70∠173,10°
7,41	882,30∠177,20°	845,40∠176,50°	818,20∠176,10°	755,90∠175,70°
22,10	957,50∠179,00°	942,70∠178,70°	931,20∠178,50°	902,90∠178,30°

Fonte: Feito pelo autor (2025).

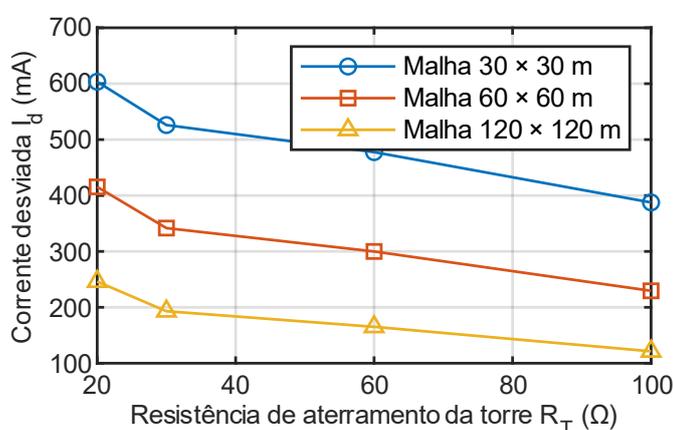
Tabela 13 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (120m x 120m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
0,34	246,10 $\angle$ 17,40°	193,00 $\angle$ 17,70°	165,10 $\angle$ 17,30°	121,30 $\angle$ 15,20°
1,78	638,30 $\angle$ 8,50°	562,60 $\angle$ 9,70°	514,40 $\angle$ 10,20°	422,90 $\angle$ 10,00°
3,59	782,70 $\angle$ 5,20°	724,20 $\angle$ 6,20°	683,60 $\angle$ 6,70°	598,30 $\angle$ 7,00°
10,77	916,20 $\angle$ 2,00°	888,60 $\angle$ 2,50°	867,80 $\angle$ 2,80°	818,70 $\angle$ 3,20°

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Em complemento, a Figura 22 apresenta a variação da corrente total desviada em função da resistência de aterramento da torre para os três tamanhos de malha avaliados. As curvas revelam um comportamento decrescente da corrente desviada à medida que a resistência de pé de torre aumenta, como esperado.

Analisando a Tabela 11, verifica-se que para solos com resistividade maior ou igual a 1000  $\Omega.m$  a corrente ( $I_d$ ) entra em estado de saturação, fazendo com que o aumento da resistividade provoque pouca alteração no valor da corrente, pois nestas condições, praticamente toda corrente do equipamento que é injetada no sistema, é desviada para os CPRs, ou seja, no momento da medição da impedância de aterramento da malha, o que na verdade está sendo medido é o valor da impedância externa ( $Z_{ext}$ ) à subestação em análise. Consequentemente, obtém-se um resultado incorreto que, caso não seja identificado, pode acarretar uma série de consequências negativas para os diversos setores da subestação, comprometendo a segurança da instalação e colocando em risco a integridade das pessoas.

Figura 22 – Corrente  $I_d \times R_T$ , 3 CPR,  $\rho = 100 \Omega.m$ .

Fonte: Feito pelo autor (2025).

A análise dos dados evidencia que o número de cabos conectados exerce influência relevante sobre a medição da resistência de aterramento da malha da subestação. A presença de múltiplos caminhos de escoamento altera a distribuição da corrente entre a malha da subestação e os aterramentos das torres externas, podendo comprometer a acurácia dos resultados durante uma medição de  $R_T$ , caso tais desvios não sejam devidamente quantificados. Assim, os resultados reforçam o objetivo central deste trabalho: demonstrar que a conexão dos cabos para-raios à malha de aterramento modifica significativamente as condições de escoamento de corrente e, por consequência, podem comprometer a qualidade dos resultados obtidos durante a medição da resistência de aterramento da malha. A negligência desses efeitos pode conduzir a interpretações equivocadas sobre a integridade ou qualidade do aterramento, comprometendo avaliações de desempenho e segurança em subestações elétricas.

### **3.2.3 Seis cabos para-raios conectados**

Nesta subseção, examina-se a influência da conexão simultânea de seis cabos para-raios à malha de aterramento da subestação. Trata-se do cenário com maior número de conexões externas considerado neste estudo. Tal como nas subseções anteriores, foram analisadas três dimensões distintas de malha (30 m × 30 m, 60 m × 60 m e 120 m × 120 m), cada uma avaliada como tendo valores das resistências de aterramento das torres variando entre 20  $\Omega$  e 100  $\Omega$ .

Os resultados obtidos nas simulações estão organizados na Tabela 14, Tabela 15 e Tabela 16. Nessas tabelas, são apresentados os valores fasoriais da corrente desviada ( $I_d$ ) para cada combinação de resistência da malha ( $R_g$ ) e resistência de pé de torre ( $R_T$ ), permitindo avaliar tanto o módulo quanto o ângulo de fase da corrente que não contribui diretamente para o ensaio de medição. Ao analisar a situação com seis cabos para-raios conectados, observa-se que os valores de corrente desviados para as LTs são significativos em todas as condições avaliadas. Tais resultados mostram que os resultados obtidos de uma medição de resistência de aterramento nessas condições não expressariam a realidade do sistema em análise. Como se verifica dos resultados, à medida que aumentam o número de cabos para-raios conectados à malha da subestação, verifica-se que o módulo da corrente que é desviada para as linhas

de transmissão também aumenta, devido a mais circuitos serem conectados em paralelo. Logo, pode-se inferir que para situações em que há seis ou mais cabos para-raios conectados à malha da subestação em análise, independente da resistividade do solo, a utilização do equipamento AMT600 mencionado no capítulo anterior ou outros métodos de compensação se tornam indispensáveis para uma correta medição da impedância de aterramento.

A Tabela 14 mostra que para malhas com dimensão de 30m x 30m e resistividades acima de 500  $\Omega$ .m, a corrente ( $I_d$ ) desviada não apresenta grande variação, pois ela entra em estágio de saturação, mostrando que quase toda corrente injetada no sistema é direcionada para os CPRs. A Tabela 15 mostra que para malhas com dimensão de 60m x 60m e resistividades acima de 1000  $\Omega$ .m, a corrente ( $I_d$ ) desviada também não apresenta grande variação, pois ela entra em estágio de saturação, mostrando que quase toda corrente injetada no sistema é direcionada para os CPRs.

Tabela 14 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (30m x 30m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
1,54	755,10 $\angle$ 5,80°	692,00 $\angle$ 6,90°	649,10 $\angle$ 7,40°	560,60 $\angle$ 7,70°
7,65	939,60 $\angle$ 1,50°	919,10 $\angle$ 1,80°	903,40 $\angle$ 2,10°	865,40 $\angle$ 2,40°
15,28	968,90 $\angle$ 0,80°	957,90 $\angle$ 1,00°	949,30 $\angle$ 1,10°	927,90 $\angle$ 1,30°
45,46	989,30 $\angle$ 0,30°	985,50 $\angle$ 0,30°	982,40 $\angle$ 0,40°	974,60 $\angle$ 0,50°

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 15 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (60m x 60m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
0,73	590,40 $\angle$ 9,60°	512,40 $\angle$ 10,80°	464,10 $\angle$ 11,20°	374,90 $\angle$ 10,90°
3,69	882,20 $\angle$ 2,80°	845,30 $\angle$ 3,50°	818,00 $\angle$ 3,90°	755,70 $\angle$ 4,30°
7,41	937,80 $\angle$ 1,50°	916,70 $\angle$ 1,90°	900,50 $\angle$ 2,10°	861,60 $\angle$ 2,40°
22,10	978,30 $\angle$ 0,50°	970,50 $\angle$ 0,70°	964,40 $\angle$ 0,80°	949,10 $\angle$ 0,90°

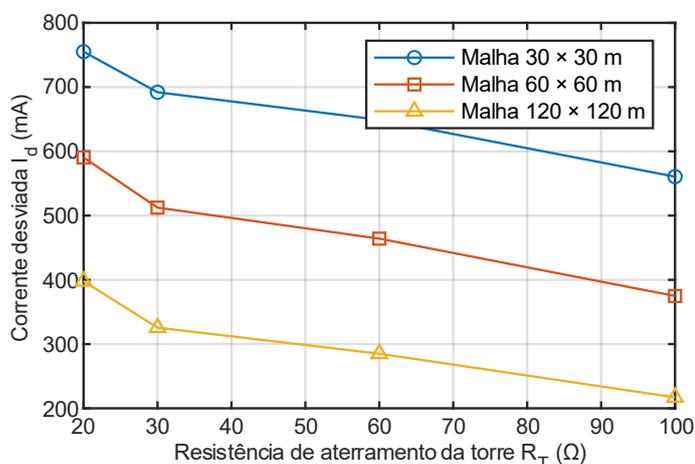
Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 16 - Correntes desviadas pelo CPR em 100 Hz para diferentes  $R_g$  e  $R_T$  (120m x 120m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	$I_d$ (mA)			
	$R_T = 20 \Omega$	$R_T = 30 \Omega$	$R_T = 60 \Omega$	$R_T = 100 \Omega$
0,34	397,90 $\angle$ 14,00°	325,60 $\angle$ 14,90°	285,00 $\angle$ 14,90°	217,10 $\angle$ 13,60
1,78	781,20 $\angle$ 5,20°	722,50 $\angle$ 6,20°	681,80 $\angle$ 6,70°	596,30 $\angle$ 7,10°
3,59	879,00 $\angle$ 2,90°	841,20 $\angle$ 3,60°	813,40 $\angle$ 4,00°	750,00 $\angle$ 4,40°
10,77	956,40 $\angle$ 1,10°	941,30 $\angle$ 1,30°	929,60 $\angle$ 1,50°	900,70 $\angle$ 1,80°

Fonte: Feito pelo autor (2025).

De forma a sintetizar os resultados, a Figura 23 apresenta graficamente o comportamento da corrente desviada em função da resistência de aterramento da torre ( $R_T$ ). As curvas confirmam visualmente as tendências observadas nas tabelas: a corrente desviada diminui de forma consistente com o aumento de  $R_T$  e é significativamente mais crítica para malhas de menores dimensões, reforçando o impacto severo de múltiplas conexões externas.

Figura 23 – Corrente  $I_d \times R_T$ , 6 CPR,  $\rho = 100 \Omega \cdot m$ .

Fonte: Feito pelo autor (2025).

### 3.2.4 Análise Consolidada dos Resultados e Implicações para a Prática de Medição

Esta subseção apresenta uma análise integrada dos resultados das simulações para os cenários com 1, 3 e 6 cabos para-raios conectados à malha. O objetivo é avaliar o impacto desses elementos no desvio de corrente e, conseqüentemente, nos

erros sistemáticos que podem surgir durante a medição da resistência da malha de aterramento de uma subestação. A análise reforça que os CPRs atuam como caminhos paralelos de baixa impedância, desviando parcelas críticas da corrente de teste e levando a uma subestimação sistemática de  $R_g$ , com implicações diretas para a segurança do sistema. Além disso, destaca-se a natureza fasorial das correntes, um fator que introduz um nível de complexidade às medições e exige abordagens de compensação avançadas.

#### 3.2.4.1 Quantificação do Impacto dos CPRs no Erro de Medição

Para quantificar o impacto dos CPRs, a análise foca no erro de subestimação de  $R_g$ . A resistência aparente medida pelo equipamento é  $R_a = V_g/I_m$ , enquanto a resistência real da malha é  $R_g = V_g/I_g$ . A relação entre as duas é dada pelo fator de divisão de corrente ou *split fator* ( $S_f = I_g/I_m$ ), de modo que  $R_a = S_f \cdot R_g$ . O erro de subestimação, portanto, é a diferença entre o valor real e o aparente, de modo que

$$e_r = \frac{R_g - R_a}{R_g} = 1 - S_f \quad (6)$$

sendo,  $R_g$  a resistência de aterramento da malha,  $R_a$  a resistência aparente e  $S_f$  o fator de divisão de corrente.

Como  $I_g$  é a parcela da corrente que efetivamente circula pela malha ( $I_g = I_m - I_d$ ), considerando apenas o módulo da corrente para esta análise, o fator  $S_f$  representa a fração da corrente de teste que é útil para a medição.

A seguir, é apresentada a análise para cada cenário utilizando como referência a malha de 30x30 m com resistência de aterramento  $R_g = 15,28 \Omega$  e resistência de pé de torre  $R_T = 20 \Omega$ :

- **Cenário com 1 CPR:** Conforme a Tabela 8, a corrente desviada  $I_d$  é de 837 mA (83,7% de  $I_m = 1A$ ). A corrente direcionada para a malha,  $I_g$ , é de apenas 163 mA (16,3%). Portanto, o valor medido ( $R_a$ ) seria apenas 16,3% do valor real ( $R_g$ ), resultando em um erro de subestimação de 83,7%.

- **Cenário com 3 CPRs:** O desvio se agrava significativamente. A Tabela 11 indica uma corrente  $I_d$  de 939,50 mA (94%). A corrente direcionada à malha reduz significativamente para 6,0%, levando a um erro de subestimação de 94,0%, o que torna medição, neste caso, sem significado prático.
- **Cenário com 6 CPRs:** Este é o cenário mais crítico. Segundo a Tabela 14, a corrente desviada atinge 968,90 mA, de modo que apenas 3,1% da corrente de medição é direcionada para malha sob teste, resultando em um erro de 96,9%.

A principal conclusão destes dados é que, em cenários realistas, quase toda a corrente de medição pode ser desviada para fora da subestação, invalidando o princípio fundamental do ensaio. Em casos extremos, como para a malha com  $R_g = 45,46 \Omega$  (Tabela 14), o desvio chega a 989,30 mA, significando que mais de 98% da corrente não participa da medição efetiva da malha. Sob tais condições, o princípio de medição do equipamento é fundamentalmente comprometido, pois este opera sob a premissa de que a corrente injetada ( $I_m$ ) é a mesma que percorre a malha ( $I_g$ ). Ao calcular a resistência com base em uma premissa fundamentalmente falha, o terrômetro gera um resultado sem significado físico, o que leva à implicação prática mais crítica: a criação de uma falsa sensação de segurança. Um engenheiro em campo poderia obter uma leitura de, por exemplo,  $0,47 \Omega$ , sendo esse um valor excelente. Contudo, como demonstrado nas simulações, o valor real da malha poderia ser superior a  $15 \Omega$ . Essa discrepância poderia levar à aprovação de um sistema de aterramento que, na verdade, não garante a segurança de pessoas e equipamentos em caso de uma falta real.

Agravando este cenário, a análise deve considerar a natureza fasorial do fenômeno. As tabelas de corrente desviada (Tabelas 8, 9, 10, etc.) mostram que a corrente desviada  $I_d$  possui, em todos os casos, um ângulo de fase diferente de zero. Isso comprova que a impedância do circuito externo apresenta características reativas e que a soma das correntes é fasorial:  $\vec{I}_m = \vec{I}_g + \vec{I}_d$ . Com exceção de equipamentos especializados, como o AMT600, os terrômetros convencionais disponíveis no mercado atualmente, mesmo os mais modernos, não possuem a funcionalidade de compensar correntes de desvio, sequer de forma escalar. Consequentemente, são inadequados

por serem incapazes de realizar a subtração vetorial necessária para determinar a corrente  $I_g$  real, o que invalida qualquer possibilidade de correção do erro em campo.

### 3.2.4.2 *Implicações Práticas, Lacuna Normativa*

As normas técnicas atuais, como a ABNT NBR 15749 e a IEEE Std 81, não tratam adequadamente o fenômeno da divisão de corrente por CPRs em sistemas interconectados. A abordagem normativa padrão é projetada para sistemas isolados. A NBR 15749, em sua seção 5.2.1, por exemplo, orienta que: "Para a medição da resistência de aterramento, o eletrodo de aterramento sob ensaio deve ser desconectado do condutor de aterramento da instalação e de quaisquer outras partes metálicas a ele ligadas...". Embora esta seja a única maneira de garantir que a medição se refira exclusivamente à malha, a norma não aborda a complexidade de aplicar tal procedimento em uma subestação energizada. Na prática, a desconexão dos múltiplos CPRs é uma manobra de alta complexidade, que implica em riscos operacionais e de segurança, tornando-a frequentemente inviável. Ao focar em um procedimento idealizado de isolamento, as normas vigentes falham em fornecer protocolos robustos para os cenários mais comuns em sistemas de alta tensão, onde a compensação fasorial, e não a desconexão, se torna a única solução prática.

Para materializar como estas implicações e lacunas normativas se apresentam em um cenário real de engenharia, a seguir é analisado um caso prático que demonstra quantitativamente a magnitude do erro e suas implicações para a segurança do sistema. Por questões de confidencialidade, as informações referentes a identificação do empreendimento não são fornecidas. A malha de aterramento da subestação está conectada a uma linha de transmissão apresentada no Apêndice A por meio de um único cabo para-raios. Portanto, os parâmetros R, L C da linha são os mesmos utilizados nas simulações das seções anteriores. Os aterramentos das torres foram projetados para terem uma resistência  $R_T$  de 15  $\Omega$ . A verificação das condições de resistividade do solo no local de instalação da subestação, foi realizada por meio da sondagem geométrica utilizando o método de Wenner, com espaçamentos entre eletrodos de 2 m, 4 m, 8 m, 16 m e 32 m. Os resultados dessa sondagem são apresentados na Tabela 17.

Tabela 17 - Valores de resistividade.

Pontos	$\rho$ ( $\Omega.m$ )				
	2m	4m	8m	16m	32m
A1	12,05	30,66	131,19	130,77	361,83
A2	5,36	15,33	40,37	110,65	180,91
A3	13,39	48,55	40,37	120,71	221,71
A4	0,00	7,67	5,05	50,29	140,71
A5	10,71	17,89	30,28	50,29	80,41
A6	8,03	15,33	35,32	80,47	120,61
A7	10,71	25,55	45,41	69,41	201,01
A8	13,39	28,11	70,64	120,71	301,52

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Segundo [21], os valores obtidos na sondagem geolétrica devem ser filtrados, eliminando os chamados *outliers*, que fogem do padrão da maioria dos valores medidos. Os valores remanescentes, apresentados na Tabela 18, foram usados como dados de entrada no software TecAt Plus 7.0. Este software é uma ferramenta de engenharia especializada no dimensionamento e análise de sistemas de aterramento, em conformidade com as normas técnicas como a IEEE Std 80. A partir dos dados de sondagem geolétrica, o programa realiza a estratificação do solo em camadas e, por meio de métodos numéricos, calcula parâmetros essenciais da malha, como a resistência de aterramento ( $R_g$ ) e as tensões de toque e passo.

Tabela 18 - Valores de resistividade eliminando *outliers*.

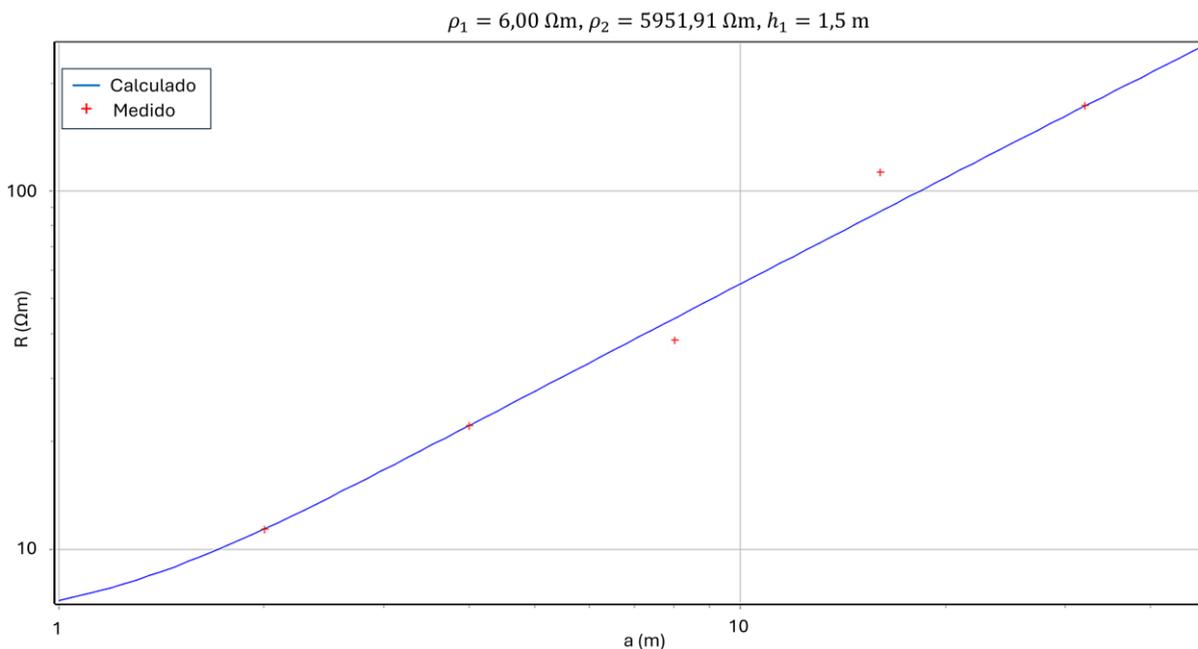
Pontos	$\rho$ ( $\Omega.m$ )				
	2	4	8	16	32
A1	12,05	30,66	-	130,77	-
A2	-	15,33	40,37	110,65	180,91
A3	13,39	-	40,37	120,71	221,71
A4	-	-	-	-	140,71
A5	10,71	17,89	30,28	-	-
A6	8,03	15,33	35,32	-	120,61
A7	10,71	25,55	-	69,41	201,01
A8	13,39	28,11	-	120,71	-

Fonte: Feito pelo autor (2025).

O programa realizou a estratificação do solo em duas camadas. Os valores obtidos para as respectivas resistividades das camadas do solo foram: 1ª camada com

6  $\Omega \cdot m$  e profundidade de 1,5m; 2ª camada com 5951,91  $\Omega \cdot m$ . A curva de resistividade é apresentada na Figura 24.

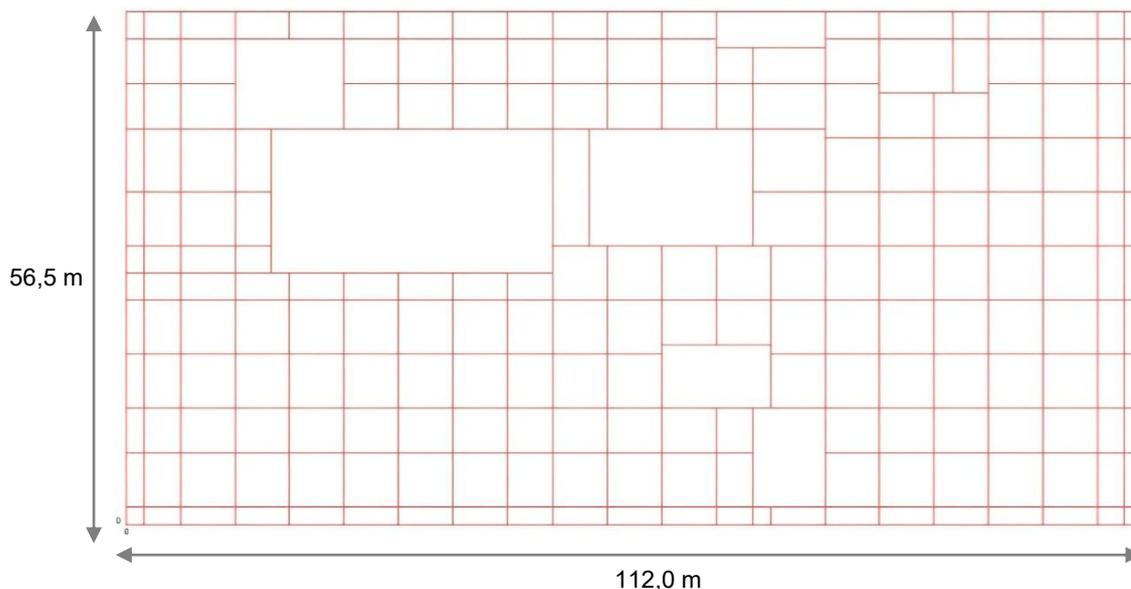
Figura 24 - Curva de Resistividade.



Fonte: Feito pelo autor (2025).

Na Figura 25, é apresentada a planta da malha de aterramento. Na sua construção, foi utilizada cabos de cobre nu de 95 mm<sup>2</sup>. Para tal configuração, os limites de tensão de toque e passo foram respeitados, garantindo assim a segurança humana da subestação.

Figura 25 - Reticulado do sistema de aterramento.



Fonte: Feito pelo autor (2025).

A simulação feita no *TecAtPlus*, determinou que a malha tem um valor de resistência  $R_g$  de  $2,1 \Omega$ . Este resultado foi levado para o *PSPICE* e foram realizadas novas simulações. Tal como nos casos anteriores, foi considerada uma injeção de corrente de  $1 \angle 0^\circ$  A em 100 Hz. Como resultado, verificou-se que a corrente desviada através do cabo para-raios é de  $448,30 \angle 167,40^\circ$  mA. Este valor representa aproximadamente 45% da corrente total injetada, confirmando um desvio de magnitude expressiva. Um erro desta ordem de grandeza não constitui uma mera imprecisão estatística, mas sim uma falha metodológica que resulta em um valor de resistência aparente ( $R_a$ ) de apenas 55% do valor real ( $R_g$ ). Conseqüentemente, a resistência de  $2,1 \Omega$  prevista seria erroneamente apresentada pelo equipamento de medição como um valor aparente de aproximadamente  $1,15 \Omega$ . Tal discrepância acarreta implicações diretas e críticas não apenas para a segurança humana, mas também para a confiabilidade operacional do sistema. Uma vez que as tensões de passo e de toque são diretamente proporcionais ao valor de  $R_g$ , uma subestimação desta magnitude resulta em um cálculo igualmente subestimado dos potenciais de segurança, o que poderia levar à aprovação de um projeto que, sob condições reais de falta, não garantiria a integridade física dos operadores. Adicionalmente, a imprecisão compromete severamente a eficácia do sistema de proteção. Os estudos de curto-circuito, que fundamentam o ajuste dos relés de falta à terra (funções 50N/51N), dependem do valor correto de  $R_g$  para determinar

os níveis de corrente de defeito. Um valor subestimado de  $R_g$  leva ao cálculo de uma corrente de falta esperada artificialmente elevada. Durante uma falta real, a corrente será significativamente menor, podendo ficar abaixo do limiar de atuação ajustado para o relé. Essa falha de sensibilização impede a eliminação do defeito no tempo correto, resultando na perda de seletividade e coordenação, forçando a atuação de proteções de retaguarda e, conseqüentemente, o desligamento de áreas muito maiores do sistema elétrico.

Este resultado prático expõe, de forma incontestável, a insuficiência da abordagem normativa atual para sistemas interconectados. A recomendação da NBR 15749 de "desconectar" os elementos, embora teoricamente correta, se mostra impraticável na maioria dos casos, e a norma não oferece uma alternativa viável para lidar com o erro resultante. O caso prático apresentado demonstra que seguir o procedimento padrão de medição, sem a devida compensação, não apenas é impreciso e tecnicamente falho, mas induz a uma conclusão equivocada quanto à segurança do sistema, comprometendo o objetivo primário do sistema de aterramento. Assim, a necessidade de se utilizar equipamentos especializados capazes de realizar a compensação fasorial deixa de ser uma "boa prática" ou uma alternativa e se estabelece como um requisito indispensável para a validade e a confiabilidade dos resultados de medição.

Uma vez estabelecida a análise do fenômeno de desvio da corrente, tanto por meio das simulações quanto pelo caso prático, a análise avança para investigar os parâmetros elétricos que governam este fenômeno. As seções seguintes, portanto, alteram o foco da **quantificação da corrente desviada** para a **análise das impedâncias** que causam essa divisão, avaliando a impedância equivalente do sistema ( $Z_{eq}$ ) e os componentes da impedância externa ( $Z_{ext}$ ) que originam o erro.

### 3.3 Análise das Impedâncias e do Erro de Medição

Uma vez estabelecido e validado o fenômeno do desvio de corrente, tanto por meio das simulações quanto pelo estudo de caso prático, a análise avança para investigar os parâmetros elétricos que governam este fenômeno. As seções seguintes, portanto, alteram o foco da quantificação da corrente desviada para a análise das

impedâncias que causam essa divisão, avaliando a impedância equivalente do sistema ( $Z_{eq}$ ) que seria medida em campo e os componentes da impedância externa ( $Z_{ext}$ ) que originam o erro.

### **3.3.1 Análise da Impedância Equivalente em Baixa Frequência (100 Hz)**

Como observado anteriormente, ao injetar uma corrente elétrica durante o processo de medição, essa corrente pode percorrer outros caminhos diferentes da malha da subestação, como as linhas de transmissão, causando imprecisões nas medições. Nessa situação, todo o sistema pode ser representado por uma impedância equivalente ( $Z_{eq}$ ), que corresponde à associação em paralelo da impedância da malha ( $Z_g$ ) com a impedância externa ( $Z_{ext}$ ). É este valor de  $Z_{eq}$  que o equipamento de medição efetivamente lê.

Neste tópico será realizada a análise da impedância equivalente, considerando a frequência de 100 Hz. Nessa frequência o sistema apresenta sua condição mais crítica, pois as correntes desviadas pelos CPRs são consideráveis, devido à baixa impedância do circuito externo à SE.

Para analisar o impacto do desvio de corrente, o erro relativo de subestimação é calculado. Este erro representa o quão menor é o valor medido ( $|Z_{eq}|$ ) em relação ao valor real da malha ( $|Z_g|$ ), conforme o critério do fator de divisão de corrente ( $S_f$ ) já apresentada na seção 3.2.4.1 e determinado pela Equação (6). As tabelas a seguir apresentam a impedância equivalente medida,  $|Z_{eq}|$ , e o erro de subestimação correspondente para cada cenário.

#### **3.3.1.1 Análise com um cabo para-raios conectado**

Os resultados para a conexão de um CPR são apresentados na Tabela 19, Tabela 20 e Tabela 21. A análise dos dados revela que o erro relativo é fortemente influenciado por dois fatores principais: a resistência da malha ( $R_g$ ) e a resistência de aterramento das torres ( $R_T$ ). Para uma mesma malha, o erro diminui à medida que  $R_T$  aumenta, pois um sistema de aterramento externo menos eficiente (maior  $R_T$ ) oferece mais oposição à corrente, reduzindo o desvio. De forma mais crítica, para um mesmo

valor de  $R_T$ , o erro aumenta drasticamente com o aumento de  $R_g$  (associado a solos de maior resistividade). Na malha de 30m x 30m, por exemplo, o erro salta de 31% para um  $R_g$  de 1,54  $\Omega$  para mais de 93% para um  $R_g$  de 45,46  $\Omega$ . Isso demonstra que, em solos de alta resistividade, a medição sem compensação se torna completamente inválida, com erros que podem mascarar a real condição do aterramento.

Tabela 19 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (30m x 30m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	100 Hz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
1,54	1,06 $\angle$ 6,64°	<b>31,17</b>	1,15 $\angle$ 4,82°	<b>25,32</b>	1,20 $\angle$ 3,77°	<b>22,08</b>	1,28 $\angle$ 1,97°	<b>16,88</b>
7,65	2,29 $\angle$ 16,01°	<b>70,06</b>	2,81 $\angle$ 13,66°	<b>63,27</b>	3,15 $\angle$ 11,98°	<b>58,82</b>	3,82 $\angle$ 8,33°	<b>50,06</b>
15,28	2,70 $\angle$ 18,89°	<b>82,33</b>	3,42 $\angle$ 16,85°	<b>77,62</b>	3,94 $\angle$ 15,23°	<b>74,21</b>	5,05 $\angle$ 11,33°	<b>66,95</b>
45,46	2,99 $\angle$ 21,38°	<b>93,42</b>	3,97 $\angle$ 19,82°	<b>91,27</b>	4,71 $\angle$ 18,44°	<b>89,64</b>	6,43 $\angle$ 14,65°	<b>85,86</b>

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 20 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (60m x 60m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	100 Hz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
0,73	0,60 $\angle$ 2,48°	<b>17,81</b>	0,63 $\angle$ 1,28°	<b>13,70</b>	0,65 $\angle$ 0,63°	<b>10,96</b>	0,67 $\angle$ 0,41°	<b>8,22</b>
3,69	1,75 $\angle$ 11,70°	<b>52,70</b>	2,03 $\angle$ 9,30°	<b>45,13</b>	2,20 $\angle$ 7,76°	<b>40,54</b>	2,50 $\angle$ 4,80°	<b>32,43</b>
7,41	2,27 $\angle$ 15,72°	<b>69,36</b>	2,78 $\angle$ 13,33°	<b>62,48</b>	3,11 $\angle$ 11,63°	<b>58,03</b>	3,76 $\angle$ 7,97°	<b>49,26</b>
22,10	2,81 $\angle$ 19,90°	<b>87,28</b>	3,66 $\angle$ 18,02°	<b>83,44</b>	4,27 $\angle$ 16,46°	<b>80,68</b>	5,62 $\angle$ 12,52°	<b>74,57</b>

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 21 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (120m x 120m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	100 Hz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
0,34	0,31 $\angle$ -1,18°	<b>8,82</b>	0,31 $\angle$ -1,87°	<b>8,82</b>	0,32 $\angle$ -2,23°	<b>5,88</b>	0,33 $\angle$ -2,78°	<b>2,94</b>
1,78	1,17 $\angle$ 6,72°	<b>34,37</b>	1,28 $\angle$ 4,69°	<b>28,09</b>	1,35 $\angle$ 3,51°	<b>24,16</b>	1,45 $\angle$ 1,47°	<b>18,54</b>
3,59	1,73 $\angle$ 11,23°	<b>51,81</b>	2,00 $\angle$ 8,79°	<b>44,29</b>	2,17 $\angle$ 7,23°	<b>39,55</b>	2,45 $\angle$ 4,25°	<b>31,75</b>
10,77	2,50 $\angle$ 17,30°	<b>76,81</b>	3,14 $\angle$ 15,01°	<b>70,87</b>	3,57 $\angle$ 13,29°	<b>66,88</b>	4,46 $\angle$ 9,36°	<b>58,63</b>

Fonte: Feito pelo autor (2025).

### 3.3.1.2 Análise com múltiplos cabos para-raios conectados

O agravamento do erro com o aumento do número de conexões externas é uma conclusão central deste trabalho. No cenário com seis cabos para-raios, os resultados quantitativos são apresentados na Tabela 22, Tabela 23 e Tabela 24. Os dados confirmam a expectativa teórica: os erros relativos tornam-se sistematicamente elevados, independentemente da resistividade do solo, das dimensões da malha ou dos valores de  $R_T$ . Uma análise comparativa das tabelas revela que, mesmo para a malha de maiores dimensões (120m x 120m, Tabela 24), que representa a condição mais favorável, os erros ainda são significativos, partindo de 38% e ultrapassando 95% para solos de alta resistividade. Para a malha de 30m x 30m (Tabela 22), a situação é extrema: o erro atinge um pico de 98,86%. Este valor significa que a impedância medida pelo equipamento é apenas 1,14% do valor real da malha. Em outras palavras, a medição deixa de ter qualquer representatividade, e o equipamento passa a medir, essencialmente, a baixa impedância do sistema externo.

Tabela 22 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (30m x 30m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	100 Hz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
1,54	0,40 $\angle$ 16,83°	74,03	0,50 $\angle$ 14,53°	67,53	0,56 $\angle$ 12,84°	63,64	0,69 $\angle$ 9,05°	55,19
7,65	0,50 $\angle$ 21,43°	93,46	0,66 $\angle$ 19,89°	91,37	0,78 $\angle$ 18,52°	89,80	1,07 $\angle$ 14,75°	86,01
15,28	0,51 $\angle$ 22,16°	96,70	0,69 $\angle$ 20,80°	95,51	0,82 $\angle$ 19,54°	94,65	1,15 $\angle$ 15,90°	92,49
45,46	0,52 $\angle$ 22,67°	98,86	0,71 $\angle$ 21,45°	98,44	0,85 $\angle$ 20,27°	98,13	1,21 $\angle$ 16,76°	97,36

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 23 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (60m x 60m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	100 Hz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
0,73	0,31 $\angle$ 12,43°	57,53	0,37 $\angle$ 9,92°	49,32	0,40 $\angle$ 8,28°	45,21	0,46 $\angle$ 5,05°	36,99
3,69	0,47 $\angle$ 19,95°	87,25	0,61 $\angle$ 18,08°	83,46	0,71 $\angle$ 16,53°	80,76	0,94 $\angle$ 12,61°	74,53
7,41	0,50 $\angle$ 21,36°	93,25	0,66 $\angle$ 19,80°	91,06	0,78 $\angle$ 18,41°	89,47	1,07 $\angle$ 14,62°	85,54
22,10	0,52 $\angle$ 22,38°	97,81	0,70 $\angle$ 21,08°	96,83	0,84 $\angle$ 19,85°	96,19	1,18 $\angle$ 16,26°	94,57

Fonte: Feito pelo autor (2025).

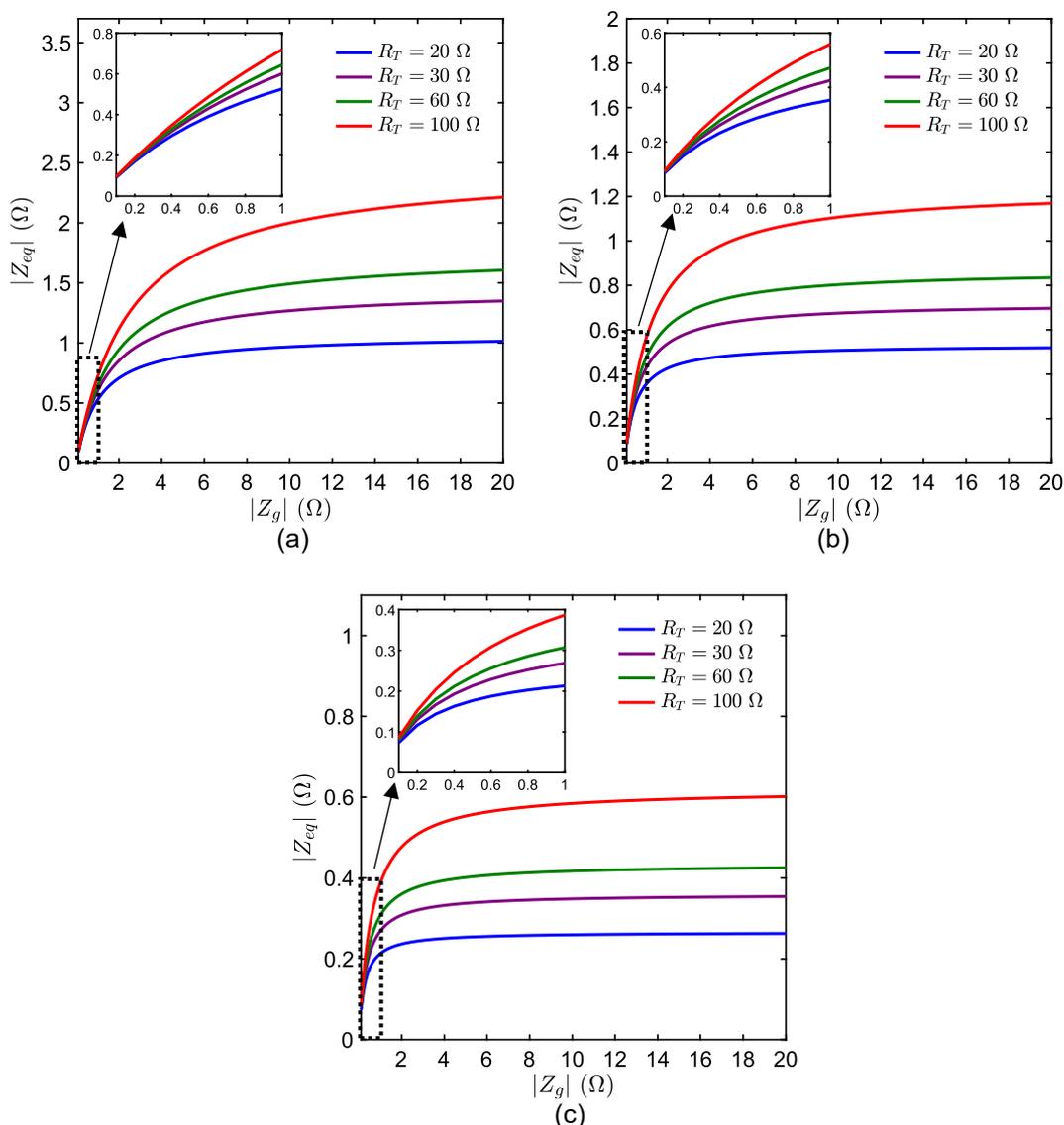
Tabela 24 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (120m x 120m).

$R_g$ ( $\Omega$ )	100 Hz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
0,34	0,21 $\angle$ 6,67°	38,24	0,24 $\angle$ 4,43°	29,41	0,25 $\angle$ 3,11°	26,47	0,27 $\angle$ 0,79°	20,59
1,78	0,42 $\angle$ 17,23°	76,40	0,52 $\angle$ 14,93°	70,79	0,59 $\angle$ 13,20°	66,85	0,74 $\angle$ 9,26°	58,43
3,59	0,47 $\angle$ 19,80°	86,91	0,61 $\angle$ 17,89°	83,01	0,71 $\angle$ 16,32°	80,22	0,93 $\angle$ 12,35°	74,10
10,77	0,51 $\angle$ 21,80°	95,28	0,68 $\angle$ 20,34°	93,69	0,81 $\angle$ 19,01°	92,52	1,12 $\angle$ 15,28°	89,64

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Para uma análise qualitativa da tendência geral, a Figura 26 ilustra de forma inequívoca o comportamento da impedância medida ( $|Z_{eq}|$ ) em função da impedância real da malha ( $|Z_g|$ ) para os cenários com três, seis e doze cabos. As curvas evidenciam a clara e progressiva intensificação do fenômeno à medida que mais cabos são adicionados. No cenário com três cabos (Figura 26a), o valor medido já se distancia significativamente do valor real, e o início da saturação é visível. Para seis cabos (Figura 26b), o platô de saturação se torna muito mais severo, corroborando os erros extremos verificados nas tabelas. Finalmente, para o caso com doze cabos (Figura 26c), o valor medido praticamente não ultrapassa 0,6  $\Omega$ , independentemente de o valor real da malha ser 8, 12 ou 20  $\Omega$ . Isso significa que, em subestações com múltiplas linhas, o equipamento de medição perde a capacidade de avaliar a malha sob teste, mascarando completamente sua real condição.

Figura 26 -  $|Z_{eq}| \times |Z_g|$  considerando a conexão de (a) três, (b) seis e (c) doze cabos para-raios à malha da SE.



Fonte: O Feito pelo autor (2025).

Uma análise mais aprofundada, do ponto de vista prático, revela nuances importantes. Para o cenário com um único CPR e em solos de baixa resistividade (resultando em baixo  $R_g$ ), embora os erros percentuais pareçam expressivos (e.g., 31,17%), a diferença absoluta entre o valor real e o medido pode ser pequena (e.g., 1,54 Ω vs. 1,06 Ω). Em muitas aplicações práticas, essa diferença absoluta pode ser considerada aceitável, uma vez que pode estar dentro da margem de incerteza associada a outras variáveis do próprio procedimento de medição em campo. Contudo, esta condição

favorável se deteriora rapidamente à medida que  $R_g$  aumenta, onde tanto o erro percentual quanto o absoluto se tornam inaceitáveis. Essa tendência geral é válida para todas as dimensões de malha, ainda que malhas maiores apresentem um comportamento inerentemente mais favorável. O cenário muda significativamente quando o número de conexões aumenta. Com três ou mais CPRs, a magnitude do erro, tanto percentual quanto absoluto, torna-se tão elevada em praticamente todas as condições que a medição sem compensação se torna impraticável e tecnicamente indefensável. Diante disso, a adoção de medidas corretivas, como a compensação fasorial, deixa de ser uma recomendação para situações críticas e se estabelece como um procedimento padrão necessário para garantir a confiabilidade das medições em sistemas interconectados.

### **3.3.2 Avaliação da Técnica de Medição em Alta Frequência (25 kHz)**

A utilização de terrômetros que operam em alta frequência, tipicamente 25 kHz, é frequentemente proposta como uma solução para mitigar a influência dos cabos para-raios durante a medição da resistência de aterramento. A premissa é que, nessa frequência, a elevada impedância dos cabos os desacopla eletricamente do sistema sob teste, minimizando as correntes de desvio. Contudo, uma avaliação criteriosa dessa técnica exige a compreensão de que não apenas os cabos, mas todo o sistema, incluindo a malha de aterramento e, fundamentalmente, o solo, apresenta um comportamento dependente da frequência. Enquanto em baixas frequências, como 100 Hz, o solo pode ser aproximado como um meio puramente resistivo, em frequências mais altas seus parâmetros elétricos de resistividade ( $\rho$ ) e permissividade ( $\epsilon$ ) variam significativamente. Diversos modelos foram propostos na literatura para descrever essa variação, baseados em medições de laboratório e de campo [31,32,33,34,35]. Para as simulações deste trabalho, foi adotado o modelo proposto por Alípio e Visacro [23,36], que se destaca por ser fundamentado em um vasto conjunto de medições de campo, conferindo-lhe alta representatividade prática. As equações que descrevem a variação da condutividade e da permissividade segundo este modelo são:

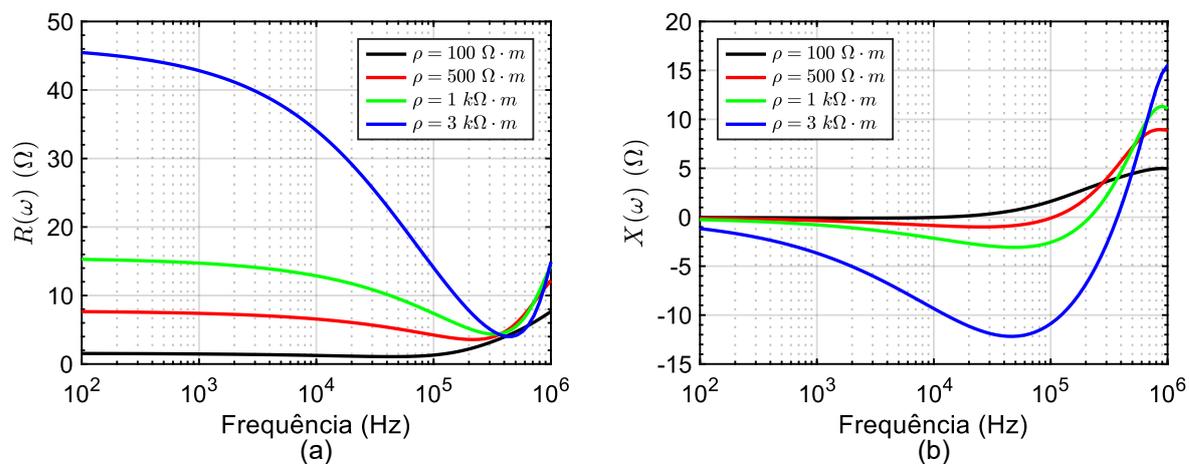
$$\varepsilon_r(f) = 7,6 \times 10^3 \cdot f^{-0,4} + 1,3 \quad (7)$$

$$\rho(f) = \rho_0 \{1 + [1,2 \times 10^{-6} \cdot \rho_0^{0,73}] \cdot [(f - 100)^{0,65}]\}^{-1} \quad (8)$$

onde,  $\rho_0$  é a resistividade do solo em 100 Hz,  $\rho$  e  $\varepsilon_r$  são, respectivamente, a resistividade e a permissividade relativa do solo na frequência  $f$ . Segundo os autores, a equação (7) é válida na faixa de 100 Hz a 4 MHz, enquanto a equação (8) é válida na faixa de 10 kHz a 4 MHz. Abaixo de 10 kHz, sugere-se o uso do valor de permissividade relativa fornecido pela expressão (2) a 10 kHz.

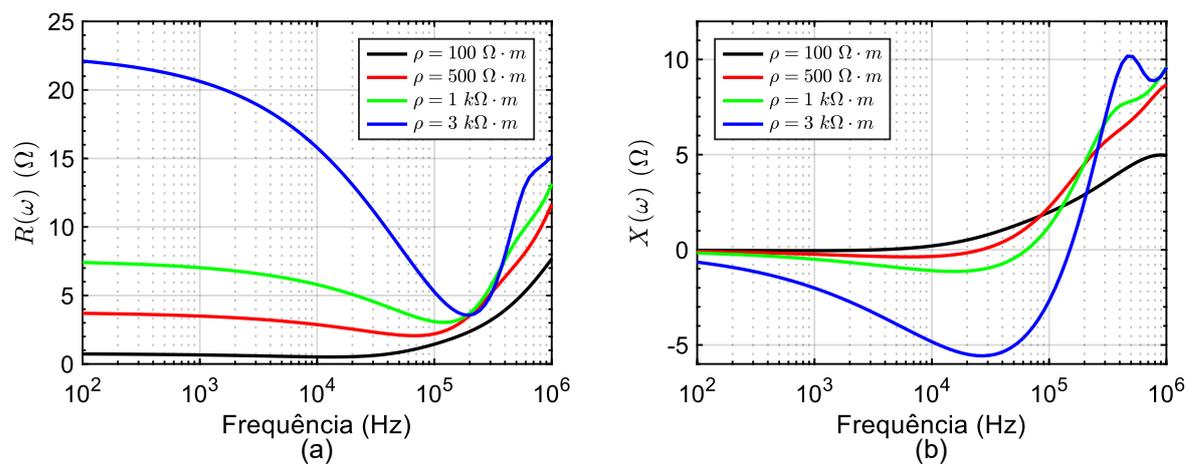
De modo geral, esses modelos evidenciam que, com o aumento da frequência, os parâmetros elétricos do solo variam, afetando diretamente a impedância da malha. As Figuras 27, 28 e 29, obtidas a partir do código em MATLAB disponibilizado por Barbosa [24], ilustram este comportamento. A análise das curvas demonstra que a variação da impedância é particularmente acentuada em solos de alta resistividade. Para valores de  $\rho$  elevados (e.g., 3 k $\Omega$ .m), observa-se uma expressiva redução da componente resistiva (gráficos 'a') na faixa de 25 kHz, ao mesmo tempo em que surge uma significativa reatância capacitiva (gráficos 'b'). Embora para solos de baixa resistividade ( $\rho = 100 \Omega$ .m) o efeito seja menos significativo, a discrepância entre os valores em 100 Hz e 25 kHz permanece. Fica evidente, portanto, que a impedância medida em alta frequência é um parâmetro intrinsecamente distinto da resistência na frequência industrial, especialmente nos cenários de alta resistividade, que são frequentemente os mais críticos para o projeto de sistemas de aterramento.

Figura 27 – Parcelas (a) real e (b) imaginária da impedância harmônica da malha de 30m x 30m.



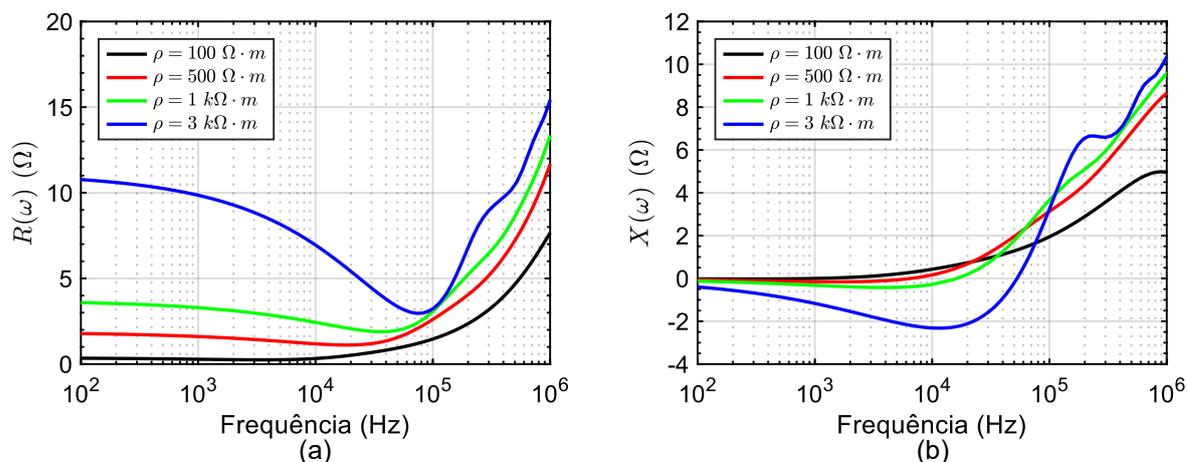
Fonte: O Feito pelo autor (2025).

Figura 28 – Parcelas (a) real e (b) imaginária da impedância harmônica da malha de 60m x 60m.



Fonte: O Feito pelo autor (2025).

Figura 29 – Parcelas (a) real e (b) imaginária da impedância harmônica da malha de 120m x 120m.



Fonte: O Feito pelo autor (2025).

Para dar início a essa análise, são apresentados os valores da impedância da malha ( $Z_g$ ) tanto em baixa quanto em alta frequência. Visando facilitar a comparação, a Tabela 7, já apresentada na seção 3.1, é reapresentada a seguir (Tabela 25), apresentando os valores em 100 Hz, seguida pela Tabela 26, que contém os valores correspondentes em 25 kHz. Esses dados foram obtidos nas simulações que deram origem às curvas das Figuras 27, 28 e 29 [24].

A primeira observação fundamental surge da comparação direta entre os valores das duas tabelas. Nelas, fica evidente que a impedância da malha, mesmo sem a influência de CPRs, é significativamente diferente nas duas frequências. Por exemplo, para a malha de 60x60 m em solo de 500  $\Omega \cdot m$ , a impedância em 100 Hz é de 3,70  $\Omega$  (Tabela 7), enquanto em 25 kHz, o valor cai para 2,43  $\Omega$  (Tabela 27). Para a malha de 120x120 m em solo de 3000  $\Omega \cdot m$ , a impedância em 100 Hz é 10,77  $\Omega$ , mas em 25 kHz é de apenas 5,23  $\Omega$ . Essa discrepância inicial, decorrente do comportamento do solo e da malha em alta frequência, representa um erro intrínseco e significativo. Tal fato, por si só, já compromete a validade do valor medido em 25 kHz como um parâmetro representativo da resistência em frequência industrial.

Tabela 25 - Impedância de Aterramento ( $Z_g$ ) em 100 Hz.

100 Hz						
$\rho_0$ ( $\Omega \cdot m$ )	30 x 30 (m)		60 x 60 (m)		120 x 120 (m)	
	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z_g \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z_g \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z_g \angle\theta$ ( $\Omega$ )
100	1,54 - j0,02	1,54 $\angle$ -0,74°	0,73 - j0,03	0,73 $\angle$ -2,36°	0,34 - j0,02	0,34 $\angle$ -3,37°
500	7,65 - j0,11	7,65 $\angle$ -0,82°	3,70 - j0,09	3,70 $\angle$ -1,39°	1,78 - j0,07	1,78 $\angle$ -2,25°
1000	15,28 - j0,25	15,28 $\angle$ -0,94°	7,41 - j0,17	7,41 $\angle$ -1,31°	3,59 - j0,12	3,59 $\angle$ -1,91°
3000	45,46 - j1,16	45,48 $\angle$ -1,46°	22,10 - j0,65	22,10 $\angle$ -1,69°	10,77 - j0,40	10,77 $\angle$ -2,13°

Fonte: retirado de [24].

Tabela 26 - Impedância de Aterramento ( $Z_g$ ) em 25 kHz.

25 kHz						
$\rho_0$ ( $\Omega \cdot m$ )	30 x 30 (m)		60 x 60 (m)		120 x 120 (m)	
	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )
100	1,11 - j0,24	1,14 $\angle$ -12,22°	0,57 - j0,66	0,87 $\angle$ -49,11°	0,60 - j0,84	1,03 $\angle$ -54,45°
500	5,86 - j0,99	5,94 $\angle$ -9,55°	2,43 - j0,03	2,43 $\angle$ -0,71°	1,14 - j0,93	1,47 $\angle$ -39,25°
1000	11,27 - j2,83	11,62 $\angle$ -14,12°	4,08 - j1,05	4,21 $\angle$ -14,40°	1,96 - j0,45	2,01 $\angle$ -12,94°
3000	27,33 - j11,58	28,69 $\angle$ -22,75°	12,07 - j5,57	13,29 $\angle$ -24,89°	4,88 - j1,87	5,23 $\angle$ -20,90°

Fonte: retirado de [24].

O parâmetro de interesse para projetos de segurança e proteção é a resistência de aterramento em frequência industrial. Portanto, a avaliação da técnica de 25 kHz deve focar em quão representativo é o valor  $Z_{eq}(25kHz)$  em relação a  $R_g(100Hz)$ . A premissa do método de 25 kHz é que a impedância externa  $Z_{ext}$  se torna elevada o suficiente para desacoplar os CPRs. A análise isolada de  $Z_{ext}$  confirma essa premissa, como mostram os dados apresentados na Tabela 27 (100 Hz) e na Tabela 28 (25 kHz). Nelas, verifica-se que os valores de  $Z_{ext}$  em 25 kHz são significativamente superiores aos seus correspondentes em 100 Hz, validando o princípio do desacoplamento elétrico.

Tabela 27 - Impedância externa à SE ( $Z_{ext}$ ) em 100 Hz.

$R_T$ ( $\Omega/m$ )	100 Hz	
	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )
20	2,93 + j1,24	3,19 $\angle$ 22,94°
30	4,02 + j1,61	4,32 $\angle$ 21,80°
60	4,88 + j1,84	5,21 $\angle$ 20,67°
100	7,09 + j2,20	7,43 $\angle$ 17,25°

Fonte: feito pelo autor.

Tabela 28 - Impedância externa à SE ( $Z_{ext}$ ) em 25 kHz.

$R_T$ ( $\Omega/m$ )	25 kHz	
	$R+jX$ ( $\Omega$ )	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )
20	17,22 + j104,80	106,20 $\angle$ 80,67°
30	26,45 + j107,00	110,30 $\angle$ 76,12°
60	34,60 + j109,90	115,30 $\angle$ 72,53°
100	54,20 + j119,50	131,20 $\angle$ 65,60°

Fonte: feito pelo autor.

Uma vez que os dados apresentados confirmam o princípio do desacoplamento elétrico, a análise avança para as suas consequências diretas na medição da impedância equivalente ( $Z_{eq}$ ), que corresponde à associação em paralelo de  $Z_g$  e  $Z_{ext}$  (ver Figura 8). A análise inicia-se com o cenário de um único CPR conectado. Os resultados apresentados na Tabela 29, Tabela 30 e Tabela 31, revelam que os valores de  $Z_{eq}$  são muito próximos dos valores de  $Z_g$ (25kHz). Isso ocorre porque, sendo  $Z_{ext}$  muito maior que  $Z_g$ , o efeito do caminho paralelo se torna desprezível, de modo que a impedância medida pelo terrômetro convergiria para o valor da própria malha na frequência de teste  $Z_g$  (25 kHz). Do ponto de vista da medição, isso geraria uma falsa expectativa de sucesso, pois o problema do desvio de corrente foi efetivamente resolvido. Entretanto, o problema fundamental reside no fato de que o parâmetro medido não seria o parâmetro de interesse para a análise de segurança ( $R_g$  em baixa frequência). Retomando o exemplo da malha de 60x60 m em solo de 3000  $\Omega.m$ , o valor em 100 Hz é 22,10  $\Omega$  (Tabela 25). A medição em 25 kHz, por sua vez, forneceria um valor aparentemente confiável de, aproximadamente, 13,29  $\Omega$  (Tabela 26), embutindo um erro de cerca de 40% em relação ao valor que de fato deveria ser utilizado nos projetos de segurança.

Tabela 29 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (30m x30m).

$Z_g$ ( $\Omega$ )	25 kHz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z \angle\theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
1,14 $\angle$ -12,22°	1,11 $\angle$ 0,59°	2,63	1,11 $\angle$ 0,56°	2,63	1,11 $\angle$ 0,52°	2,63	1,11 $\angle$ 0,44°	2,63
5,94 $\angle$ -9,55°	5,94 $\angle$ -6,40°	0,00	5,91 $\angle$ -6,54°	0,50	5,89 $\angle$ -6,70°	0,84	5,87 $\angle$ -7,13°	1,18
11,62 $\angle$ -14,12°	11,66 $\angle$ -7,87°	0,34	11,56 $\angle$ -8,13°	0,52	11,50 $\angle$ -8,44°	1,03	11,40 $\angle$ -9,25°	1,89
28,69 $\angle$ -22,75°	30,51 $\angle$ -6,74°	6,34	29,87 $\angle$ -7,44°	4,11	29,43 $\angle$ -8,23°	2,58	28,79 $\angle$ -10,28°	0,35

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 30 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (60x60).

$Z_g$ ( $\Omega$ )	25 kHz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
0,87 $\angle$ -49,11°	0,88 $\angle$ -48,78°	<b>1,15</b>	0,87 $\angle$ -48,77°	<b>0,00</b>	0,87 $\angle$ -48,77°	<b>0,00</b>	0,87 $\angle$ -48,80°	<b>0,00</b>
2,43 $\angle$ -0,71°	2,42 $\angle$ 0,58°	<b>0,41</b>	2,42 $\angle$ 0,52°	<b>0,41</b>	2,41 $\angle$ 0,44°	<b>0,82</b>	2,41 $\angle$ 0,26°	<b>0,82</b>
4,21 $\angle$ -14,40°	4,22 $\angle$ -12,17°	<b>0,24</b>	4,21 $\angle$ -12,25°	<b>0,00</b>	4,20 $\angle$ -12,35°	<b>0,24</b>	4,19 $\angle$ -12,64°	<b>0,48</b>
13,29 $\angle$ -24,89°	13,65 $\angle$ -17,71°	<b>2,71</b>	13,51 $\angle$ -17,92°	<b>1,66</b>	13,41 $\angle$ -18,20°	<b>0,90</b>	13,24 $\angle$ -19,04°	<b>0,38</b>

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 31 - Impedância Equivalente para LT com um CPR (120x120).

$Z_g$ ( $\Omega$ )	25 kHz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
1,03 $\angle$ -54,45°	1,04 $\angle$ -54,06°	<b>0,97</b>	1,04 $\angle$ -54,05°	<b>0,97</b>	1,04 $\angle$ -54,05°	<b>0,97</b>	1,04 $\angle$ -54,07°	<b>0,97</b>
1,47 $\angle$ -39,25°	1,48 $\angle$ -38,54°	<b>0,68</b>	1,48 $\angle$ -38,53°	<b>0,68</b>	1,48 $\angle$ -38,55°	<b>0,68</b>	1,48 $\angle$ -38,61°	<b>0,68</b>
2,01 $\angle$ -12,94°	2,01 $\angle$ -11,86°	<b>0,00</b>	2,01 $\angle$ -11,90°	<b>0,00</b>	2,01 $\angle$ -11,95°	<b>0,00</b>	2,00 $\angle$ -12,09°	<b>0,50</b>
5,23 $\angle$ -20,90°	5,27 $\angle$ -18,15°	<b>0,77</b>	5,25 $\angle$ -18,23°	<b>0,38</b>	5,23 $\angle$ -18,34°	<b>0,00</b>	5,21 $\angle$ -18,66°	<b>0,38</b>

Fonte: Feito pelo autor (2025).

A análise prossegue com o cenário de seis CPRs conectados à malha, sendo os resultados apresentados na Tabela 32, Tabela 33 e Tabela 34. Mesmo com a adição de múltiplos caminhos paralelos, o que teoricamente reduziria a impedância externa equivalente total, os dados mostram que a impedância equivalente ( $Z_{eq}$ ) não se altera de maneira significativa em comparação ao caso com um único CPR, permanecendo muito próxima do valor da própria malha em 25 kHz ( $Z_g(25\text{kHz})$ ). Isso reforça que, de fato, a impedância externa  $Z_{ext}$  continua muito elevada e que a impedância da malha  $Z_g$  prevalece na associação em paralelo. A técnica de 25 kHz, portanto, mostra-se eficaz em seu propósito de desacoplar o sistema externo, independentemente do número de conexões. Contudo, essa eficácia apenas evidencia o problema central: a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência. Para a malha de 30x30 m em solo de 3000  $\Omega \cdot \text{m}$ , o valor de referência em 100 Hz é 45,46  $\Omega$  (Tabela 7). A medição em 25 kHz, neste caso, forneceria um valor de  $Z_{eq}$  em torno de 17  $\Omega$  (Tabela 34), resultando em um erro superior a 60% em relação ao parâmetro de interesse. A análise dos dados em ambas as configurações demonstra, portanto, que o valor medido em alta frequência não converge para o valor real em baixa frequência, falhando em fornecer um resultado representativo para fins de engenharia aplicada.

Tabela 32 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (30m x 30m).

$Z_g$ ( $\Omega$ )	25 kHz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
1,14 $\angle$ -12,22°	1,14 $\angle$ -8,52°	0,00	1,13 $\angle$ -8,67°	0,88	1,13 $\angle$ -8,85°	0,88	1,12 $\angle$ -9,33°	1,75
5,94 $\angle$ -9,55°	5,64 $\angle$ 8,98°	5,05	5,53 $\angle$ 7,88°	6,90	5,47 $\angle$ 6,78°	7,91	5,40 $\angle$ 4,20°	9,09
11,62 $\angle$ -14,12°	10,11 $\angle$ 20,55°	12,99	9,84 $\angle$ 18,24°	15,32	9,70 $\angle$ 16,11°	16,52	9,58 $\angle$ 11,39°	17,55
28,69 $\angle$ -22,75°	17,08 $\angle$ 46,67°	40,46	16,86 $\angle$ 42,00°	41,23	16,88 $\angle$ 38,05°	41,16	17,40 $\angle$ 27,73°	39,35

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 33 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (60m x 60m).

$Z_g$ ( $\Omega$ )	25 kHz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
0,87 $\angle$ -49,11°	0,90 $\angle$ -46,91°	3,45	0,89 $\angle$ -46,86°	2,30	0,89 $\angle$ -46,88°	2,30	0,88 $\angle$ -47,04°	1,15
2,43 $\angle$ -0,71°	2,36 $\angle$ 6,87°	2,88	2,34 $\angle$ 6,42°	3,70	2,33 $\angle$ 5,96°	4,12	2,31 $\angle$ 4,86°	4,94
4,21 $\angle$ -14,40°	4,18 $\angle$ -0,82°	0,71	4,11 $\angle$ -1,50°	2,38	4,07 $\angle$ -2,22°	3,33	4,01 $\angle$ -4,03°	4,75
13,29 $\angle$ -24,89°	12,33 $\angle$ 17,34°	7,23	11,90 $\angle$ 14,65°	10,46	11,66 $\angle$ 12,17°	12,26	11,40 $\angle$ 6,59°	14,22

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Tabela 34 - Impedância Equivalente para LT com seis CPR (120m x 120m).

$Z_g$ ( $\Omega$ )	25 kHz							
	$R_T = 20 \Omega$		$R_T = 30 \Omega$		$R_T = 60 \Omega$		$R_T = 100 \Omega$	
	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)	$ Z  \angle \theta$ ( $\Omega$ )	$e_r$ (%)
1,03 $\angle$ -54,45°	1,08 $\angle$ -52,00°	4,85	1,07 $\angle$ -51,92°	3,88	1,07 $\angle$ -51,92°	3,88	1,06 $\angle$ -52,06°	2,91
1,47 $\angle$ -39,25°	1,53 $\angle$ -34,93°	4,08	1,52 $\angle$ -34,94°	3,40	1,51 $\angle$ -35,04°	2,72	1,49 $\angle$ -35,44°	1,36
2,01 $\angle$ -12,94°	2,01 $\angle$ -6,43°	0,00	2,00 $\angle$ -6,71°	0,50	1,98 $\angle$ -7,04°	1,49	1,97 $\angle$ -7,89°	1,99
5,23 $\angle$ -20,90°	5,31 $\angle$ -3,85°	1,53	5,20 $\angle$ -4,64°	0,57	5,12 $\angle$ -5,50°	2,10	5,01 $\angle$ -7,71°	4,21

Fonte: Feito pelo autor (2025).

Conclui-se, portanto, que a utilização da frequência de 25 kHz para a medição da resistência de aterramento em subestações apresenta uma falha fundamental. A análise evidencia dois pontos críticos: primeiramente, e mais importante, o valor da impedância da malha em 25 kHz é, por natureza, um parâmetro distinto da resistência na frequência industrial, que é a grandeza de interesse para os projetos de segurança. Em segundo lugar, a técnica de fato se mostra eficaz em seu propósito de desacoplar eletricamente os CPRs, o que paradoxalmente agrava o problema, pois gera um resultado aparentemente confiável. Essa aparente precisão mascara a falha fundamental do método, uma vez que o valor obtido não representa o comportamento do aterramento sob as condições de falta na frequência do sistema. Conseqüentemente, a adoção de valores obtidos em 25 kHz pode resultar em uma avaliação de segurança

equivocada, onde os riscos reais associados às tensões de toque e passo, por exemplo, são subestimados, já que tais parâmetros são diretamente dependentes da resistência na frequência industrial.

## 4 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE

A correta determinação da resistência de aterramento de subestações é um pilar para a segurança operacional, de pessoal e de equipamentos do sistema elétrico. Este trabalho investigou, por meio de simulações computacionais, o impacto da conexão de cabos para-raios das linhas de transmissão à malha de aterramento durante o processo de medição, avaliando as metodologias em baixa e alta frequência. As conclusões obtidas possuem relevância direta para a prática de engenharia em campo.

A análise dos cenários de medição em baixa frequência (100 Hz), próxima à frequência industrial, demonstrou que os cabos para-raios atuam como caminhos paralelos de baixa impedância, desviando uma parcela significativa da corrente de teste. Este fenômeno resulta em uma subestimação sistemática da resistência de aterramento, com erros que podem comprometer severamente a qualidade dos dados obtidos em uma campanha. As simulações indicaram que, por exemplo, para uma malha de 30x30 m com resistência real de 15,28  $\Omega$ , a conexão de um único CPR pode levar a um erro de medição superior a 80%, enquanto a presença de seis cabos para-raios eleva esse erro para mais de 96%. Um valor obtido nessas condições não possui representatividade técnica, podendo levar à aprovação de um sistema de aterramento inadequado.

Constatou-se, ainda, uma lacuna nas normas técnicas vigentes, que frequentemente recomendam a desconexão dos cabos para-raios, uma manobra de alto risco e, na maioria das vezes, operacionalmente inviável em subestações energizadas. Diante disso, a técnica mais adequada e efetiva consiste na medição direta das correntes desviadas para a devida compensação do erro. No entanto, é fundamental ressaltar que, devido à natureza reativa do sistema externo, as correntes desviadas não estão em fase com a corrente de medição, exigindo uma compensação fasorial e não apenas escalar.

Na sequência, o trabalho avaliou a técnica de medição em 25 kHz, proposta como uma alternativa para resolver o problema do desvio de corrente. As simulações confirmaram que, nesta frequência, a impedância externa se torna, de fato, muito elevada, desacoplando eletricamente os cabos para-raios da malha. Contudo, a análise revelou uma falha fundamental neste método: a impedância medida em 25 kHz é, por natureza, diferente da resistência na frequência industrial, sendo essa última, de fato,

a grandeza de interesse para os projetos de segurança. Isso ocorre porque os parâmetros elétricos do solo (resistividade e permissividade) variam com a frequência. Para uma malha de 120x120 m em solo de 3000  $\Omega$ .m, por exemplo, a resistência em baixa frequência (100 Hz) é de 10,77  $\Omega$ , enquanto a impedância medida em 25 kHz seria de apenas 5,23  $\Omega$ , um erro intrínseco de mais de 50%, antes mesmo de se considerar qualquer influência externa. A eficácia da técnica em desacoplar os cabos para-raios, portanto, gera uma falsa sensação de precisão, mascarando o erro fundamental do método e levando a uma subestimação perigosa dos riscos associados às tensões de toque e passo ou à atuação dos relés de proteção. Este risco é ainda mais acentuado pelo fato, observado na literatura, de que a medição em 25 kHz em solos de alta resistividade (cenário mais crítico) tende a apresentar resultados paradoxalmente consistentes independentemente do ponto em que a corrente é injetada na malha (canto, lateral ou centro). Essa estabilidade aparente elimina um importante indicador de anomalia para o técnico em campo, conferindo uma falsa confiabilidade ao resultado incorreto.

Como propostas para a continuidade e aprofundamento da pesquisa, sugere-se:

- **Validação Experimental dos Modelos de Simulação:** Realizar medições de campo em subestações com diferentes configurações (número de cabos para-raios, características do solo), utilizando equipamento capaz de realizar a compensação fasorial das correntes de desvio. Os resultados obtidos permitiriam validar quantitativamente os erros de medição previstos pelas simulações deste trabalho.
- **Investigação do Acoplamento Eletromagnético em 25 kHz:** Desenvolver um estudo focado em quantificar o impacto do acoplamento eletromagnético entre os longos cabos dos circuitos de corrente e potencial especificamente na frequência de 25 kHz. Embora não tenha sido o foco principal deste TCC, a literatura indica que este efeito é exacerbado em altas frequências e pode introduzir erros adicionais significativos, que se somariam à inadequação fundamental do método.
- **Desenvolvimento de Fatores de Correção para Medições em Alta Frequência:** Investigar a viabilidade de se desenvolver um modelo matemático ou um fator de correção empírico que permita estimar a resistência em frequência industrial a partir de uma medição realizada em 25 kHz. Tal modelo deveria considerar,

no mínimo, a resistividade do solo em baixa frequência e as dimensões da malha de aterramento como variáveis de entrada.

## REFERÊNCIAS

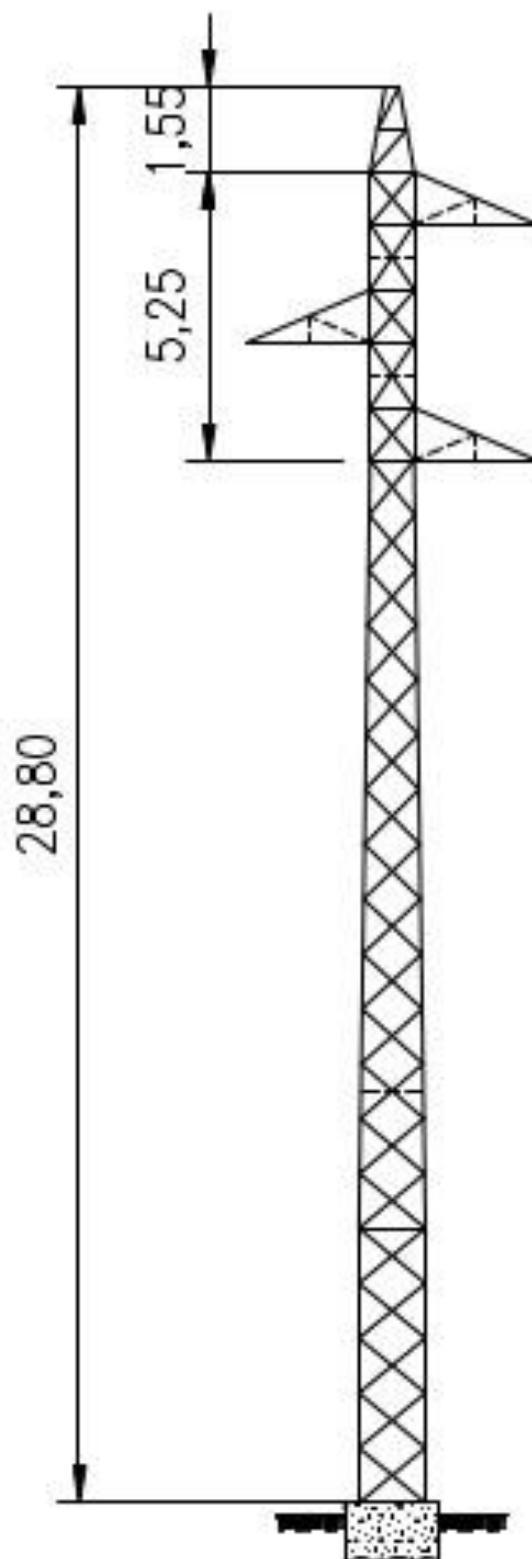
1. ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Medição de resistência de aterramento e de potenciais na superfície do solo em sistemas de aterramento. **ABNT NBR 15749**, p. 49, set. 2009.
2. IEEE - INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS. IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding. **IEEE Std 80-2013 (Revision of IEEE Std 80-2000/ Incorporates IEEE Std 80-2013/Cor 1-2015)**, p. 1-226, 15 May 2015.
3. POPOVIC, L. M. Efficient reduction of fault current through the grounding grid of substation supplied by cable line. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 15, n. 2, p. 556-561, April 2000.
4. GATTA, F. et al. An Equivalent Circuit for the Evaluation of Cross-Country Fault Currents in Medium Voltage (MV) Distribution Networks. **Electric Power Systems Research - Electrical Energy Systems**, v. 8, n. 2, p. 81-90, April 1998.
5. GATTA, F. M. et al. Performance of the Common Grounding System during ground faults. **CIREN 2005 - 18th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution**, Turin, Italy, 2005. pp. 1-5.
6. ZENG, R. et al. Influence of overhead transmission line on grounding impedance measurement of substation. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 20, n. 2, p. 1219-1225, abril 2005.
7. SOBRAL, S. T.; SANTOS, J. J. H.; MUKHEDKAR, D. A proposal for ground measurement techniques in substations fed exclusively by power cables. **A proposal for ground measurement techniques in substations fed exclusively by power cables**, v. 3, n. 4, p. 1403-1409, Oct. 1988.
8. IEEE - INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS. IEEE Guide for Measuring Earth Resistivity, Ground Impedance, and Earth Surface Potentials of a Grounding System. **IEEE Std 81-2012 (Revision of IEEE Std 81-1983)**, p. 1-86, Dec. 2012.
9. PANICALI, A. R.; BARBOSA, C. F. Effect of the integration path on grounding measurements. **Electric Power Systems Research**, v. 194, mai. 2021.
10. PANICALI, A. R.; BARBOSA, C. F. Criteria for using 25 kHz grounding meters to measure grounding grids. **Ground 2020/2021 & 9th LPE**, Belo Horizonte/Brazil, jun. 2021.
11. VISACRO FILHO, S. **Aterramentos elétricos: conceitos básicos, técnicas de medição e instrumentação, filosofias de aterramento**. 1ª. ed. São Paulo: Artliber, 2002.
12. KINDERMANN, G.; CAMPAGNOLO, J. M. **Aterramento Elétrico**. 3ª edição modificada e ampliada. ed. Porto Alegre: Sagra- D.C. Luzzatto, 1995.
13. LIMA, A. B. et al. Medição da resistência de aterramento em subestações com malhas conectadas a cabos para-raios: desafios e solução. **Seminário Nacional de Distribuição de Energia Elétrica (SENDI)**, Belo Horizonte, Maio 2025.
14. LIMA, A. B. **Medição da impedância e da resistência de aterramento utilizando ondas impulsivas e condutores de pequeno comprimento nos circuitos de tensão**

- e corrente.** Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, p. 117. 2015.
15. ALÍPIO, R. S. Modelagem eletromagnética de aterramentos elétricos nos domínios do tempo e da frequência. **Dissertação (Mestrado em Modelagem Matemática e Computacional) - Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG**, Belo Horizonte, 2008.
  16. LIMA, A. B. Método para cálculo da impedância de malhas de aterramento de torres de linhas de transmissão. **Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais**, Belo Horizonte, 2010.
  17. CHOI, J.-K. et al. **A new method of grounding performance evaluation of multigrounded power systems by ground current measurement.** 2004 International Conference on Power System Technology, 2004. PowerCon 2004. [S.l.]: [s.n.]. 2004. p. 1144-1146.
  18. ALÍPIO, R. S.; OLIVEIRA, M. L. F.; SCHROEDER, M. A. O. A discussion of circuit equivalents of a vertical ground rod. **Proceedings of International Conference on grounding and earthing and 3o International Conference on lighting physics and effects (GROUND'2008 and 3o LPE)**, Florianópolis, Brasil, nov. 2008.
  19. SOARES JUNIOR, A. **Investigação do comportamento dos aterramentos típicos de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas.** Dissertação de mestrado. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais (CPDEE/UFMG). [S.l.]. dez., 1996.
  20. COELHO, N. F. B. **Eléctrodos de Terra.** Faculdade de Engenharia da Universidade de Porto. [S.l.], p. 110. 2011.
  21. ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Parâmetros do solo para projetos de aterramentos elétricos. Parte 1: Medição da resistividade e modelagem geoeletrica. **ABNT NBR 7117-1**, Novembro 2021.
  22. AURÉLIO, J.; LEON, M. **Sistemas de Aterramento.** 4<sup>a</sup>. ed. São Paulo: Erico do Brasil, 1982.
  23. ALÍPIO, R. S. Dependência da frequência dos parâmetros do solo: efeito no comportamento impulsivo de aterramentos elétricos. **Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Minas Gerais**, Belo Horizonte, 2013.
  24. BARBOSA, E. M. **Avaliação do uso de Correntes de 25 kHz na Medição da Resistência de Aterramento de Malhas de Subestações.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica). Universidade Federal de Pernambuco. Recife. 2023.
  25. BARBOSA, E. M. et al. Influência da conexão do cabo para-raios no aterramento de uma subestação na medição da resistência de malha. **Cuadernos de Educación y Desarrollo (CED)**, 16, ago 2024.
  26. BARBOSA, E. et al. Influence of Overhead Ground Wires at Substation Grounding Grids Resistance Measurement. **Ground2023 & 10th LPE**, Belo Horizonte/MG, May. 2023.
  27. BARBOSA, E. M. et al. Aspectos relevantes em medições da resistência de aterramento em subestações. **Cuadernos de Educación y Desarrollo (CED)**, mai 2024.

28. BARBOSA, E. et al. Evaluation of the Use of High-Frequency Currents in Measuring the Grounding Resistance of Substation Grounding Grids. **8th Workshop on Communication Networks and Power Systems (WCNPS 2023)**, nov 2023. 1-7.
29. BELGO BEKAERT ARAMES - ARCELORMITTAL. Disponível em: <<https://www.belgo.com.br/wp-content/uploads/2019/02/Folder-eletrificacao.pdf>>. Acesso em: 27 maio 2025.
30. VISACRO, S.; SOARES JR, A. HEM: a model for simulation of lightning related engineering problems. **IEEE Transactions on Power delivery**, v. 20, n. 2, p. 1206-1208, Apr. 2005.
31. SMITH, K. S.; LONGMIRE, C. L. **A universal impedance for soils**. Defense Nuclear Agency. Alexandria. 1975.
32. MESSIER, M. A. The propagation of an electromagnetic impulse through soil: Influence of frequency dependent parameters. **Mission Res. Corp., Santa Barbara, CA, USA, Tech. Rep. MRC-N-415**, Santa Barbara, 1980.
33. MESSIER, M. A. Another soil conductivity model. **Internal rep., JAYCOR, Santa Barbara, CA**, 1985.
34. PORTELA, C. **Measurement and modeling of soil electromagnetic behavior**. 1999 IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility. Seattle: Symposium Record. 1999. p. 1004-1009.
35. PORTELA, C. M. Influence in lightning effects of soil electromagnetic behavior in frequency domain. **Proceedings of the International Conference on Lightning Protection (ICLP)**, Cracow, Poland, v.1, set. 2002. p.394-399.
36. ALÍPIO, R. S.; VISACRO, S. Modeling the frequency dependence of electrical parameters of soil. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, v. 56, n. 5, p. 1163-1171, out. 2014.
37. BARBOSA, E. M. et al. **Medição da Resistência de Aterramento em Malhas de Subestações Conectadas a Cabos Para-Raios**. XXVI Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica. Rio de Janeiro: [s.n.]. 2022.

## APÊNDICE

APÊNDICE A – SILHUETA DE TORRE 138 KV



## APÊNDICE B – Esquemático PSPICE

